НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ
ІНСТИТУТ ЧОРНОЇ МЕТАЛУРГІЇ
ім. З. І. Некрасова

ISSN 2522-9117
DOI 10.52150/2522-9117-2024-38

ФУНДАМЕНТАЛЬНІ ТА ПРИКЛАДНІ ПРОБЛЕМИ ЧОРНОЇ МЕТАЛУРГІЇ

Збірник наукових праць

Випуск 38

FUNDAMENTAL AND APPLIED PROBLEMS OF FERROUS METALLURGY

Issue 38

Виходить щорічно. Заснований у 1995 році

2024

УДК 669.1.001.5

У збірнику представлено результати аналітичних, теоретичних, фундаментальних та прикладних досліджень у галузі металургії, які мають сприяти науково-технічному розвитку металургійного виробництва. Наведено розробки технологій та обладнання доменного, сталеплавильного, прокатного виробництв, металознавства та термічної обробки сталі, галузевого машинобудування. Розглянуто теоретичні основи розробки нових металургійних процесів, створення ресурсозберігаючих технологій. Публікуються результати досліджень, що реалізуються на металургійних підприємствах. Представлено матеріали щодо історії розвитку Інституту та наукових досліджень, що визначають рівень вітчизняної металургії.

Для фахівців у галузі металургії, матеріалознавства та галузевого машинобудування.

The collection presents the results of analytical, theoretical, fundamental and applied research in the field of metallurgy, which should contribute to the scientific and technical development of metallurgical production. Developments of technologies and equipment of blast furnace, steelmaking, rolling production, heat treatment of steel, materials science and industrial machinery engineering are given. Theoretical bases of development of new metallurgical processes, creation of resource-saving technologies are considered. The results of research carried out at metallurgical enterprises are published. Materials on the history of the Institute's development and scientific research that determine the level of domestic metallurgy are presented.

For specialists in the field of metallurgy, materials science and industrial machinery engineering.

Рекомендовано та затверджено до друку Вченою радою Інституту чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України (Протокол № 12 від 19.12.2024 р).

Рецензування статей проведено членами редакційної колегії збірника і зовнішніми незалежними рецензентами.

Засновник і видавець збірника – Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України.

Згідно з рішенням Національної ради України з питань телебачення і радіомовлення № 115 (Протокол № 2 від 18.01.2024) Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України зареєстровано суб'єктом у сфері друкованих медіа. Вид друкованого медіа – науковий збірник. Назва друкованого медіа – «Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії» / "Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". Ідентифікатор медіа- R30-02613.

Наказом МОН України № 894 від 10 жовтня 2022 року збірник "Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії" включено до Переліку наукових фахових видань України (категорія Б) за спеціальностями: 132 – Матеріалознавство; 133 – Галузеве машинобудування; 136 – Металургія.

Адреса редакції: Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, площа Академіка Стародубова, 1, м. Дніпро, Україна, 49107.
Email: office.isi@nas.gov.ua, isi.fapfm@gmail.com. Тел.: +3 (8056) 790-05-14.
Web-site: http://jrn.isi.gov.ua/

ISSN 2522-9117 DOI: 10.52150/2522-9117-2024-38

© Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Редакційна колегія

О. І. Бабаченко (головний редактор), д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: G8 – Матеріалознавство; ORCID ID: 0000-0003-4710-0343; Web of Science ResearcherID: AAE-1362-2022; Scopus Author ID: 6602718336

С. В. Бобирь, д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: G8 – Матеріалознавство; ORCID ID: 0000-0001-6816-1554; Web of Science ResearcherID: AAE-2034-2022; Scopus Author ID: 55556749700

Г. А. Кононенко, д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: G8 – Матеріалознавство; ORCID ID: 0000-0001-7446-4105; Web of Science ResearcherID: ABA-1477-2021; Scopus Author ID: 7007038178

Е. В. Парусов, д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: G8 – Матеріалознавство; ORCID ID: 0000-0002-7867-0659; Web of Science ResearcherID: E-2106-2018; Scopus Author ID: 8367262600

Д. М. Тогобицька, д.т.н., проф., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: G10 – Металургія; ORCID ID: 0000-0001-6413-4823; Web of Science ResearcherID: AAD-4677-2022; Scopus Author ID: 6602585340

І. Г. Муравйова, д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: G10 – Металургія; ORCID ID: 0000-0001-5926-7787; Web of Science ResearcherID: AAD-4757-2022; Scopus Author ID: 6603854838

Ю. С. Семенов, к.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: G10 – Металургія; ORCID ID: 0000-0003-2299-5742; Web of Science ResearcherID: S-4494-2017; Scopus Author ID: 57194100443

А. Г. Чернятевич, д.т.н., проф., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: G10 – Металургія; ORCID ID: 0000-0002-4552-4997; Web of Science ResearcherID: link; Scopus Author ID: 7003888776

О. Є. Меркулов, д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: G10 – Металургія; ORCID ID: 0000-0002-7867-0659; Web of Science ResearcherID: AAC-9595-2022; Scopus Author ID: 35771153100

Andrij Milenin, (іноземець), д.т.н., проф., AGH University of Science and Technology, Польща; Спеціальність: G11 – Машинобудування (133 – Галузеве машинобудування); ORCID ID: 0000-0002-6266-2881; Web of Science ResearcherID: E-6841-2010; Scopus Author ID: 7003436956

Pavlo Krot, (іноземець), к.т.н., Wroclaw University of Science and Technology, Польща; Спеціальність: G11 – Машинобудування (133 – Галузеве машинобудування); ORCID ID: 0000-0002-3347-3862; Web of Science ResearcherID: A-5041-2009; Scopus Author ID: 6504225635

К. В. Баюл, д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: G11 – Машинобудування (133 – Галузеве машинобудування); ORCID ID: 0000-0003-1426-7956; Web of Science ResearcherID: H-5756-2018; Scopus Author ID: 6505600072

І. Ю. Приходько, д.т.н., Спеціальність: Спеціальність: G11 – Машинобудування (133 – Галузеве машинобудування); ORCID ID: 0000-0001-5651-8106; Web of Science ResearcherID: D-5376-2018; Scopus Author ID: 6701369789

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-4-15

УДК 669.162.2

В. В. Бочка[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-4935-0779
К. Г. Нізяєв[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-9260-0964
М. В. Ягольник[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0003-2686-8601
К. В. Шмат[1], асистент
М. М. Олексієнко[1], аспірант

[1] *Український державний університет науки і технологій*

ДОСЛІДЖЕННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ УКЛАДКИ ШИХТИ, ЇЇ РУХУ ТА ВИТОКУ З БУНКЕРА БЗП

Анотація. Актуальною проблемою в умовах сьогодення є вдосконалення технології доменного процесу. У статті підкреслюється що неодмінним показником прогресу в розвитку технології доменного процесу є розробка і вдосконалення роботи нових завантажувальних пристроїв. Відмічається, що істотним недоліком роботи цих пристроїв є недосконаліть способів укладки компонентів шихти з різною щільністю на головному конвеєрі для отримання в бункері однорідної суміші. При цьому особливе значення набуває контроль складу суміші матеріалів при висипанні їх з бункера. Для дослідження впливу конструкційних і технологічних параметрів роботи БЗП використана фізична модель на якій проведено дослідження механізму укладки в бункері БЗП сумішей різних матеріалів. Встановлено, що гребінь складався в основному з дрібних часток. Кількість дріб`язку в напрямку від гребня до стінки бункера зменшується при збільшенні вмісту крупної фракції. Доведено, що наведений характер руху матеріалів у бункері даної конструкції до випускного отвору не залежать від типу матеріалів, їх якості, а також від розміру випускного отвору. Зі збільшенням розміру випускного отвору зменшується час випуска, збільшується швидкість витікання, збільшується амплітуда коливань, що свідчить про зростання неоднорідності як маси, так і гранулометричного складу матеріалів у потоці. Запропоновано оптимальні технологічні параметри які доводять що найбільш доцільною є ступінь відкривання шихтового затвора БЗП, величина якої перевищує не менше ніж у 1,5–2,0 рази ступінь відкриття затвора, при якій порушується безперервність потоку матеріалів через випускний отвір. Підкреслюється, що механізм утворення сумішей компонентів шихти у бункері та їх витоку із нього необхідно враховувати при формуванні раціонального способу завантаження матеріалів у доменну піч.

Ключові слова: завантаження, матеріали, суміш, укладка, розподіл, випуск.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Посилання для цитування: Дослідження особливостей укладки шихти, її руху та витоку з бункера БЗП / В. В. Бочка, К. Г. Нізяєв, М. В. Ягольник, К. В. Шмат, М. М. Олексієнко // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 4-15. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-4-15

Вступ. Доменне виробництво грає важливу роль у гірничо-металургійному комплексі. В сучасних умовах доменний процес досі залишається основним способом отримання чавуну для виробництва сталі. При цьому великий ряд питань в цьому процесі вивчено досить досконало, але певні технологічні та експлуатаційні моменти певних підпроцесів потребують уточнень та додаткових досліджень [1-3].

Важливе місце в роботі доменної печі займає завантаження її шихтовими матеріалами. Важливим практичним питанням сучасної технології доменної плавки є вдосконалення режимів і способів завантаження доменних печей. Правильний розподіл матеріалів на колошнику печі дозволяє ефективно використовувати енергію газових потоків і сприяє інтенсифікації процесу [4]. Необхідність поліпшення рівномірності завантаження і більш ефективного формування профілю шихти по радіусу колошника, обмежені можливості двохконусних апаратів - з'явилися передумовою до створення безконусних завантажувальних пристроїв (БЗП) [5].

Безконусні завантажувальні пристрої набули великого розповсюдження та встановлені на доменних печах у багатьох країнах світу, особливо з розвинутим доменним виробництвом [6]. Проте все ще існують недоліки роботи цих пристроїв які потребують як теоретичного, так і експериментального доопрацювання та переосмислення. В даній статті робиться спроба вдосконалити роботу БЗП за рахунок досліджень на фізичній моделі.

Мета роботи: теоретична та експериментальна оцінка ефективності процесів укладки, руху та витоку шихти з БЗП; пошук раціональних способів розподілу матеріалів на колошнику доменної печі.

Матеріали та методики. На фізичній моделі проведено дослідження механізму укладки в бункері БЗП сумішей різних матеріалів. Якість суміші матеріалів (кокс + окатиші; агломерат + окатиші) у бункері оцінювали при наступній укладці компонентів суміші на головному конвеєрі (показано в таблиці 1). При цьому вміст окатишів в суміші з коксом ($\overline{n}_к$) становив в середньому 45-60%, а в суміші з агломератом ($\overline{n}_а$) – 23-25%.

В табл. 1 та на рис. 1 приведена якість суміші, що утворилася в бункері при різній укладці компонентів шихти на конвеєрі. Якість суміші оцінювали вмістом окатишів, величиною середньоквадратичного відхилення (σ) та коефіцієнтом варіації (V_n)

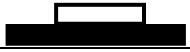
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

вмісту окатишів у суміші з коксом або агломератом в різних зонах по висоті стовпа матеріалів у бункері. З таблиці та рисунка видно, що спосіб укладки компонентів шихти на конвеєрі суттєво впливає на структуру суміші в бункері.

Максимальна нерівномірність в розподілі окатишів по висоті стовпа матеріалів у бункері має місце при укладці окатишів на головну частину порції коксу. В цьому випадку до 80% окатишів зосереджуються у нижніх частинах бункера. Зі збільшенням висоти стовпа частка окатишів зменшується до 0 в верхній частині бункера.

При переміщенні порції окатишів з головної частини в хвостову рівномірність розподілу окатишів у суміші по висоті шару помітно збільшується, що свідчить про хороше проникання окатишів поміж кусками більш крупного коксу.

Таблиця 1 - Характеристика розподілу окатишів у суміші з коксом та агломератом в моделі бункера

Спосіб укладки на конвеєрі	Кокс + окатиші			Агломерат + окатиші		
	$\overline{n}_к$	σ	V_n	$\overline{n}_а$	σ	V_n
 1 2	55,00	14,35	26,09	23,20	13,16	56,70
 1 2	47,60	17,45	36,65	24,00	17,17	71,50
 1 2	43,00	25,87	60,16	25,00	19,38	77,50
 1 2	51,00	8,59	16,84	25,00	14,30	54,10

Примітки: 1. Окатиші; 2. Кокс / Агломерат.

При рівномірному розміщенні окатишів по всій довжині порції коксу на конвеєрі досягається найбільш висока однорідність суміші. В цьому випадку процес утворення суміші починається на головному конвеєрі з проникненням більш важких і дрібних окатишів в шар більш крупного коксу і закінчується при одночасному засипанні коксу і окатишів в бункер.

Як видно з наведених даних, спосіб укладки окатишів і агломерату на головному конвеєру також впливає на якість суміші цих компонентів шихти в бункері, хоча і в меншій мірі. Так, максимальна рівномірність розподілу окатишів по висоті шару в бункері мала місце при розміщенні окатишів по усій довжині порції агломерату. В той же час різниця між максимальним і мінімальним значеннями коефіцієнта варіації в даному

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

випадку склала 23% проти 44% при спільному завантаженні в бункер коксу і окатишів. Більш високе значення коефіцієнта варіації при завантаженні окатишів і агломерату пояснюється меншим вмістом у цій суміші самих окатишів.

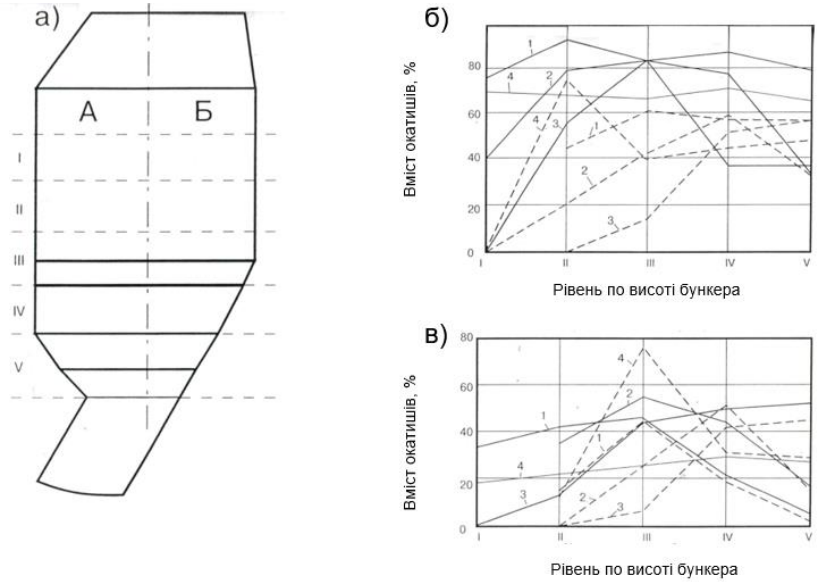


Рисунок 1 - Розподіл окатишів по висоті бункера (а) при їх спільному завантаженні з коксом (б) і агломератом (в): 1-4 різні способи завантаження суміші у бункери

По поперечному перерізу бункера вміст окатишів у суміші також суттєво відрізнявся. В нижній частині бункера (зони III - V) різниця поміж вмістом окатишів в частинах бункера А і Б менша. При переміщенні на більш високі горизонти (зони I - III) ця різниця стрімко збільшується. Така зміна пояснюється перш за все збільшенням поперечного перерізу бункера в цих зонах, а також положенням гребня відносно стін. При цьому необхідно підкреслити, що різниця між вмістом окатишів в частинах бункера А і Б при їх завантаженні з коксом суттєво вища, у порівнянні з агломератом.

Таким чином, все це свідчить про те, що навіть при найкращих способах укладки компонентів шихти з різною щільністю на головному конвеєрі отримання в бункері однорідної суміші є вельми складним завданням. Виходячи з цього, особливе значення набуває контроль складу суміші матеріалів при висипанні їх з бункера.

Виконано дослідження особливостей поведінки матеріалів в бункері

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

безконусного завантажувального пристрою. Дослідження проводились на фізичній моделі бункера БЗП, зробленій в масштабі 1:10 (рис. 2).

При виборі основних параметрів моделі виходили із загальних положень теорії подібності. В якості матеріалів використовували агломерат і окатиші крупністю 0-5 мм (0-2 дрібна фракція), кокс 5-7 мм. Завантаження їх в бункер в значній мірі відповідало реальному процесу завантаження матеріалів на доменній печі.

Структуру стовпа матеріалів у бункері оцінювали по зміні якості матеріалу і сумішей різних компонентів в п`яти зонах по висоті бункера. Крім того, бункер ділився по вертикалі на дві частини А і Б. Із бункера матеріали висипали в двадцять спеціальних ємності.

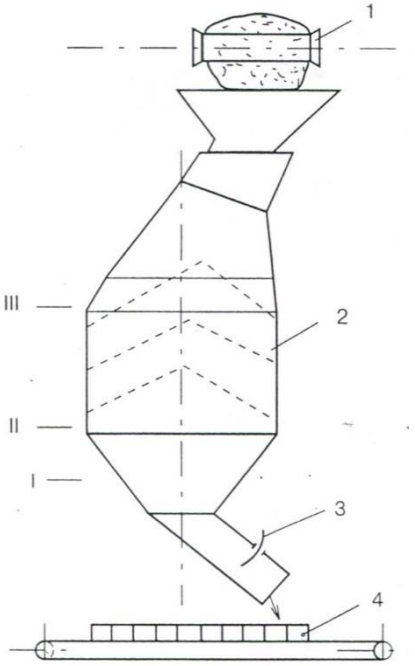


Рисунок 2 – Схема моделі бункера БЗП: 1 – конвеєр; 2 – бункер; 3 – шихтовий затвор; 4 – ємності; I-III – горизонти розміщення мічених часток

Характер руху матеріалів в бункері до випускного отвору оцінювали шляхом аналізу послідовності виходу з бункера помічених частинок, які вкладалися з шихтовими матеріалами у бункері на 3-х горизонтах (на кожному горизонті по 25 часток).

Результати. При завантаженні у бункер окремих компонентів шихти було встановлено, що гребінь складався в основному з дрібних часток. Кількість дріб`язку в напрямку від гребня до стінки бункера зменшується при збільшенні вмісту крупної фракції. Чим однорідніші

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

матеріали за крупністю, тим рівномірніше вони розподіляються по перерізу та висоті бункера. Звертає на себе увагу різниця у вмісту фракцій в частинах бункера А і Б. В нижній частині бункера вміст дріб`язку і крупних часток майже не відрізняється. Зі збільшенням висоти бункера вміст дріб`язку в половині бункера А дещо збільшується, а в половині Б – зменшується. Вміст крупних фракцій змінюється у зворотному напрямку, хоча у верхній частині бункера в половині Б вміст крупних частинок суттєво вище. Пояснюється це тим, що гребінь матеріалів зі збільшенням висоти бункера переміщається з частини Б в А.

Параметри виходу чистих матеріалів (агломерату, окатишів, коксу) з бункера випускним отвором вивчали при відкритті шихтового затвора на 45-65 мм, що відповідає на реальному БЗП куту відкривання затвора 33-60 град. Дослідження показали, що при відкриванні шихтового затвора починає рухатись матеріал І-го горизонту (середина висоти нижньої конічної частини бункера, див. рис. 3).

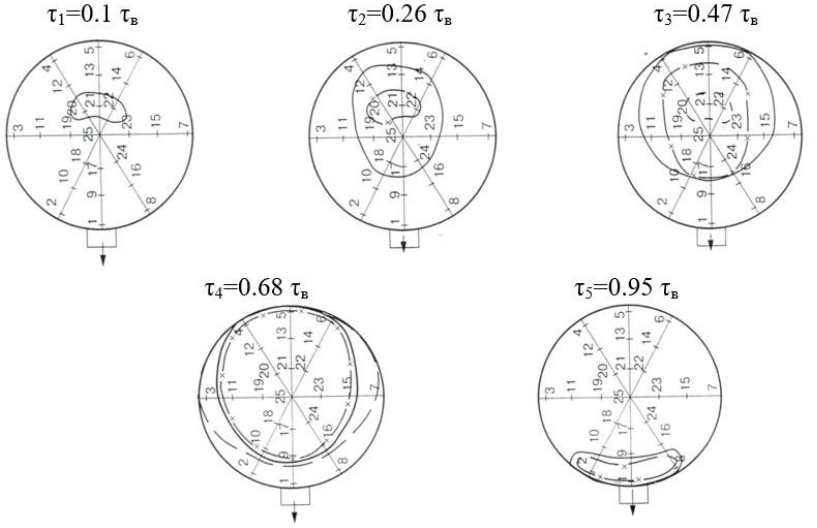


Рисунок 3 – Схема виходу мічених часток з різних горизонтів по висоті бункера 1-25 місця розміщення часток на кожному горизонті:
———— межа виходу часток з І горизонта;
— х ——— межа виходу часток з ІІ горизонта;
— — ——— межа виходу часток з ІІІ горизонта

Причому, вертикальна вісь створюваного еліпсоїда випуску посунута відносно вертикальної осі бункера в бік протилежний від

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

випускного отвору на 1/3 $R_м$. Зі збільшенням часу випуску до t_2 t_3 інтенсивно збільшуються поперечні розміри еліпсоїда розпушування на І-му горизонті. Але при досягненні еліпсоїдом випуску стінок бункера (t_3) зростання його поперечних розмірів призупиняється. Одночасно еліпсоїд отримує розвиток і у вертикальному напрямку. При часі випуску, рівному 0,26 $t_в$, починається рух частинок ІІ-го горизонта з міста, аналогічного І-му горизонту. Подальше збільшення тривалості випуска супроводжується зростанням розмірів еліпсоїда випуска як в поперечному (ІІ-й горизонт (місто по висоті бункера на переході нижньої конусної частини в центральну циліндричну)), так і у вертикальному напрямку. Еліпсоїд руху у вертикальному напрямку досягає поверхні матеріалів тільки через час приблизно рівний половині часу випуска матеріала з бункера. Асиметричне розміщення еліпсоїда руху, переважний розвиток його поперечних розмірів у бік стінок бункера з протилежного від випускного отвору боку приводить до того, що поверхня матеріалів (ІІІ-й горизонт) спочатку рухається у поршневому режимі зі збільшенням кута її нахилу у бік розміщення еліпсоїда руху. При досягненні еліпсоїдом поверхні матеріалів утворюється воронка, розміри якої по ходу випуска швидко збільшуються. З цього моменту має місце чистий вороночний рух. З утворенням вороночного руху порядок виходу частинок матеріалів змінюється у бік прискореного виходу частинок ІІІ-ого горизонта, потім ІІ-го і І-го. Причому, вісь воронки під кінець випуска наближається до вертикальної осі бункера. Останніми виходять з бункера частинки ІІ-го і І-го горизонтів, розміщених у бункері безпосередньо над випускним отвором.

Наведений характер руху матеріалів у бункері даної конструкції до випускного отвору, як показали результати дослідження, не залежать від типу матеріалів, їх якості, а також від розміру випускного отвору. Зі збільшенням розміру випускного отвору зменшується час випуска, збільшується швидкість витікання, а також збільшується амплітуда коливань вимірюваних величин, що свідчить про зростання неоднорідності як маси, так і гранулометричного складу матеріалів у потоці. Найбільш сильно це проявляється у агломерату, в той час як у коксу і окатишів цей вплив значно слабкіший.

Таким чином, результати проведених досліджень показують, що вплив сегрегації матеріалів у бункері БЗП на параметри потоку витікання через випускний отвір помітно знижується при зменшенні його перерізу, а також при використанні більш однорідних за крупністю матеріалів. При завантаженні шихтових матеріалів у доменну піч найбільш доцільною є ступінь відкривання шихтового затвора БЗП, величина якої перевищує не менше ніж у 1,5 – 2,0 рази ступінь відкриття

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

затвора, при якій порушується безперервність потоку матеріалів через випускний отвір.

Важливим етапом завантаження матеріалів за допомогою БЗП є формування в бункері сумішей компонентів шихти та їх висипання на колошник доменної печі.

Характер витоку сумішей матеріалів з різною насипною масою вивчали при наступних типах завантаження шихтових матеріалів в модель шихтового бункера БЗП:

1. Агломерат лежить на окатишах;
2. Окатиші розміщуються на агломераті;
3. Однорідна суміш агломерату і окатишів;
4. Кокс завантажується на окатиші;
5. Окатиші розміщуються на коксі;
6. Однорідна суміш коксу та окатишів.

Маса подачі на моделі суміші агломерату відповідала масі подачі на доменній печі 100 т (73 т агломерату і 27 т окатишів), а суміші коксу і окатишів – 60 т (20 т коксу і 30 т окатишів). На рисунку 4 приведено зміну вмісту окатишів у суміші в процесі опорожнення бункера.

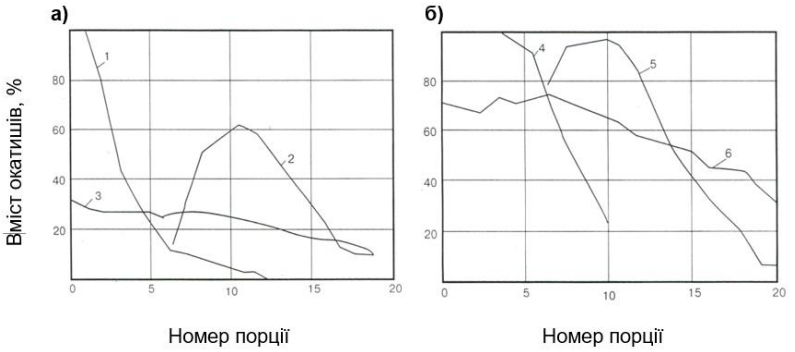


Рисунок 4 – Вміст окатишів у суміші з агломератом (а) і коксом (б) при висипанні з бункера: 1-8 зразки розміщення матеріалів у бункері

Видно, що в залежності від укладки та розподілу компонентів шихти в бункері характер витоку суміші суттєво змінюється. В той же час при однаковій укладці в бункері коксу з окатишами та агломерату з окатишами параметри витоку суміші через випускний отвір змінюються аналогічним чином – вміст окатишів у суміші змінюється за екстремальною залежністю. Величина екстремума та його місце на осі абсцис визначаються співвідношенням насипних мас компонентів суміші та характером укладки цих матеріалів у бункері. Чим більше різниця між насипними масами компонентів шихти, тим вище рівень

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

екстремума. При збільшенні ступеню перемішування різних матеріалів у бункері рівень екстремума суттєво зменшується. Зміна маси суміші в пробах залежить від співвідношення насипних мас матеріалів у суміші, а також від характеру витоку окатишів.

На основі результатів дослідження завантаження сумішей у шихтовий бункер та їх висипанні з нього, характер витоку матеріалів при різних типах укладки компонентів шихти на конвеєр шихтоподачі можна уявити наступним чином.

При першому способові укладки в початковий момент розвантаження бункера через шихтовий затвор починає витікати матеріал, що знаходиться над випускним отвором з невисоким вмістом окатишів. По мірі збільшення еліпсоїда розрихлювання в рух все в більшій мірі залучаються шари матеріалів, що розміщуються над цим еліпсоїдом. З утворенням асиметрично розміщений по відношенню до осі бункера воронки до неї починають надходити матеріали з гребня, верхні шари шихти, що віддалені від осі воронки. В цьому випадку стрімко зростає на випуску вміст окатишів. Далі в еліпсоїд розрихлення інтенсивно починають надходити матеріали зі середніх та нижніх шарів, все більше віддалених від осі випускної воронки. При цьому воронка зміщується до осі бункера. Вміст окатишів в суміші знижується.

При укладці матеріалів на конвеєрі другим способом характер витікання суміші з бункера суттєво не міняється. Однак в даному випадку максимум вмісту окатишів у суміші дещо нижче при менших коливаннях вмісту окатишів в окремих порціях суміші.

При третьому способові укладки основна маса окатишів вивантажується на початку розвантаження. Тут має місце максимум вмісту окатишів у суміші. З утворенням вороночного режиму починається рух коксу шарів, що лежать вище. Однак, незважаючи на це, окатиші через більшу текучість продовжують рух до випускного отвору, хоча частка їх в суміші по ходу витікання стрімко знижується. В умовах розміщення основної частини окатишів у нижній частині бункера максимум має більш високу величину, в порівнянні з попереднім способом укладки.

При четвертому способові укладки матеріалів на конвеєрі та їх більш рівномірним розподілом у бункері з утворенням еліпсоїда розрихлювання вміст окатишів у суміші збільшується до максимуму, хоча рівень цього максимуму суттєво нижчий в порівнянні з попередніми способами. Далі вміст окатишів у суміші зменшується аж до 0 в кінці випуску.

Таким чином, результати дослідження показали, що механізм утворення сумішей компонентів шихти у бункері та їх витоку із нього

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

необхідно враховувати при формуванні раціонального способу завантаження матеріалів у доменну піч.

Висновки

1. Враховуючи що навіть при найкращих способах укладки компонентів шихти з різною щільністю на головному конвеєрі отримання в бункері однорідної суміші є вельми складним завданням, особливе значення набуває контроль складу суміші матеріалів при висипанні їх з бункера.

2. Спосіб укладки окатишів і агломерату на головному конвеєру також впливає на якість суміші цих компонентів шихти в бункері, хоча і в меншій мірі. Максимальна рівномірність розподілу окатишів по висоті шару в бункері мала місце при розміщенні окатишів по усій довжині порції агломерату. В той же час різниця між максимальним і мінімальним значеннями коефіцієнта варіації в даному випадку склала 23% проти 44% при спільному завантаженні в бункер коксу і окатишів.

3. Вплив сегрегації матеріалів у бункері БЗП на параметри потоку витікання через випускний отвір помітно знижується при зменшенні його перерізу, а також при використанні більш однорідних за крупністю матеріалів. При завантаженні шихтових матеріалів у доменну піч найбільш доцільною є ступінь відкривання шихтового затвора БЗП, величина якої перевищує не менше ніж у 1,5–2,0 рази ступінь відкриття затвора, при якій порушується безперервність потоку матеріалів через випускний отвір.

4. Таким чином, результати дослідження показали, що механізм утворення сумішей компонентів шихти у бункері та їх витоку із нього необхідно враховувати при формуванні раціонального способу завантаження матеріалів у доменну піч.

Перелік посилань

1. Johnson J. E. *The Principles Operation and Products of the Blast Furnace*. Forgotten Books, 2018. 577 p.

2. Плискановский С. Т., Полтавец В. В. *Оборудование и эксплуатация доменных печей* . Днепропетровск : Пороги, 2004. 495 с.

3. *Совершенствование технологии и оборудования производства железорудного сырья для современной доменной плавки* / Лялюк В.П. и др. Кривой Рог : Дианат, 2017. 368 с.

4. *Теория загрузки и газогидродинамики доменной печи.* Монография. Ковшов В. И. и др. Под ред. проф. Ковшова В. И. и Петренко В. А. – Днепропетровск : ТОВ «ЛизуновПресс», 2015. 175с.

5. Селегей А. М., Іващенко В. П., Безшкуренко О. Г. Аналіз сучасних теоретичних та технологічних методів і обладнання та перспектив розвитку завантаження доменних печей. *Теорія і практика металургії.* 2022. № 4. С. 30-45. https://doi.org/10.34185/tpm.4.2022.05

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

6. Большаков В. И., Иванча Н. Г., Вишняков В. И. Разработка математических моделей загрузки многокомпонентных партий шихтовых материалов в бункер бесконусного загрузочного устройства и их выгрузки из бункера. *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. Вып. 26. 2012. С. 42–51.

References

1. Johnson, J. E. (2018). *The Principles Operation and Products of the Blast Furnace*. Forgotten Books
2. Plyskanovskyi, S. T., Poltavets, V. V. (2004) *Oborudovanie y ekspluataciya domennyh pechej.* Porohy
3. Lialiuk, V. P. et al. (2017). *Sovershenstvovanye tekhnolohyy y oborudovanyia proyzvodstva zhelezorudnoho syria dlia sovremennoi domennoi plavky*. Dyanat
4. Kovshov, V. Y., Petrenko, V. A. et al. (2015). *Teoryia zahruzky y hazohydrodynamyky domennoi pechy.* TOV "LyzunovPress"
5. Selehei, A. M., Ivashchenko, V. P., Bezshkurenko, O. H. (2022). Analiz suchasnykh teoretychnykh ta tekhnolohichnykh metodiv i obladnannia ta perspektyv rozvytku zavantazhennia domennykh pechei. *Teoriia i praktyka metalurhii*, 4, 30-45. https://doi.org/10.34185/tpm.4.2022.05
6. Bolshakov, V. Y., Yvancha, N. H., Vyshniakov, V. Y. (2012). Razrabotka matematicheskikh modelei zagruzki mnogokomponentnikh partii shikhtovikh materialov v bunker beskonusnogo zagruzochnogo ustroistva i ikh vigruzki iz bunkera. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 26, 42–51.

V. V. Bochka[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-4935-0779
K. H. Niziaiev[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-9260-0964
M. V. Yaholnyk[1], Ph.D., Associate Professor, ORCID 0000-0003-2686-8601
K. V. Shmat[1], Assistant
M. M. Oleksiienko[1], Ph. D. Student

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*

RESEARCH OF THE FEATURES OF THE LAYING OF THE BATCH, ITS MOVEMENT AND OUTPUT FROM THE BLT BUNKER

Abstract. An urgent problem in today's conditions is the improvement of blast furnace process technology. The article emphasizes that an indispensable indicator of progress in the development of blast furnace process technology is the development and improvement of the operation of new loading devices. It is noted that a significant drawback of the operation of these devices is the imperfection of the methods of laying charge components with different densities on the main conveyor to obtain a homogeneous mixture in the hopper. In this case, control of the composition of the mixture of materials when pouring them from the hopper is of particular importance. To study the influence of structural and technological parameters of the BLT operation, a physical model was used on which a study of the mechanism of laying mixtures of different materials in the BLT hopper was conducted. It was established that the ridge consisted mainly of fine particles. The amount of fines in the direction

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

from the ridge to the hopper wall decreases with an increase in the content of the coarse fraction. It is proved that the given nature of the movement of materials in the hopper of this design to the outlet does not depend on the type of materials, their quality, and also on the size of the outlet. With an increase in the size of the outlet opening, the release time decreases, the flow rate increases, and the amplitude of oscillations increases, which indicates an increase in the heterogeneity of both the mass and the granulometric composition of the materials in the flow. The optimal technological parameters are proposed, which prove that the most appropriate is the degree of opening of the charge gate of the BLT, the value of which exceeds by no less than 1.5–2.0 times the degree of opening of the gate, at which the continuity of the flow of materials through the outlet opening is disturbed. It is emphasized that the mechanism of formation of mixtures of charge components in the hopper and their leakage from it must be taken into account when forming a rational method of loading materials into the blast furnace.

Key words: loading, materials, mixture, stacking, distribution, release.

For citation: Bochka, V. V., Niziaiev, K. H., Yaholnyk, M. V., Shmat, K. V., & Oleksiienko, M. M. (2024). Research of the features of the laying of the batch, its movement and output from the BLT bunker. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 4-15. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-4-15

Стаття надійшла до редакції збірника 15.11.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-16-25

УДК 669.162.231

Л. П. Грес[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-5343-3438
О. В. Гупало[1], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0003-3145-9220
В. І. Верещак[2], директор
О. О. Єрьомін[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0001-8306-578X
Ю. М. Радченко[1], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0002-5055-6707
Д. В. Верещак[2]

[1] *Український державний університет науки і технологій*
[2] *ТОВ - НВФ "КОШ"*

ЗБІЛЬШЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ ПІДІГРІВУ ДОМЕННОГО ДУТТЯ ШЛЯХОМ УДОСКОНАЛЕННЯ СИСТЕМИ УТИЛІЗАЦІЇ ТЕПЛОТИ ВІДХІДНИХ ДИМОВИХ ГАЗІВ ПОВІТРОНАГРІВАЧІВ

Анотація. Для нагрівання доменного дуття використовуються повітронагрівачі, які опалюються доменним газом. Збільшення температури горіння доменного газу шляхом підвищення температури підігріву компонентів горіння перед їх спалюванням в повітронагрівачах дозволяє підвищити температуру нагріву доменного дуття. Проте відносно низька температура відхідних димових газів повітронагрівачів обмежує можливості збільшення температур підігріву компонентів горіння. Дослідження, виконані в роботі, спрямовані на подолання зазначеного обмеження шляхом обладнання системи утилізації теплоти димових газів теплогенератором, що опалюється доменним газом. Димові гази, які утворюються в теплогенераторі, змішується з відхідними димовими газами доменних повітронагрівачів, що дозволяє підвищити їх температуру. Далі суміш димових газів подається в теплообмінники для підігріву доменного газу і повітря перед їх спаленням в повітронагрівачах. Розроблені авторами технічні рішення дозволяють збільшити температуру підігріву компонентів горіння на 140 °С, досягти температури підігріву доменного дуття 1210-1220 °С і забезпечити економію коксу 3,1 - 4,2 %.

Ключові слова: доменні повітронагрівачі, відхідні димові гази, утилізація теплоти, доменне дуття, економія коксу.

Посилання для цитування: Збільшення температури підігріву доменного дуття шляхом удосконалення системи утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів / Л. П. Грес, О. В. Гупало, В. І. Верещак, О. О. Єрьомін, Ю. М. Радченко, Д. В. Верещак // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 16-25. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-16-25

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Вступ. На металургійних підприємствах для опалення доменних повітронагрівачів в якості основного палива використовується доменний газ. В залежності від складу палива і вмісту в ньому водяної пари теплота згоряння доменного газу зазвичай складає 3,0-3,2 МДж/м^3. Така калорійність доменного газу не забезпечує калориметричну температуру горіння палива 1420-1370 °С, яка необхідна для досягнення температури під куполом повітронагрівачів 1300-1350 °С і не дозволяє забезпечити температуру нагріву дуття на рівні 1170-1220 °С [1, 2]. Зниження температури нагріву дуття призводить до збільшення витрат коксу на виробництво чавуну, що негативно впливає на економічні показники доменного процесу, збільшуючи собівартість продукції. Тому будь-які заходи, спрямовані на підвищення температури дуття шляхом удосконалення роботи повітронагрівачів, є актуальними.

Одним з відомих способів підвищення калориметричної температури горіння доменного газу є збільшення температури підігріву компонентів горіння за рахунок більш глибокої утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів. Але використання цього способу має деякі обмеження. В залежності від складу сировини та технології доменної плавки димові гази на виході з повітронагрівачів містять 160 – 1475 мг/м^3 оксидів сірки [2], а їх середня температура складає 230-260 °С. Для запобігання конденсації парів сірчаної кислоти в теплообмінниках та димовому тракті повітронагрівачів необхідно підтримувати температуру димових газів на виході з теплообмінників на рівні 130 – 140 °С, що обмежує глибину утилізації теплоти димових газів і зменшує температуру підігріву повітря і палива в теплообмінниках. І хоча існують рішення щодо удосконалення конструкції теплообмінників, спрямовані на запобігання конденсації парів сірчаної кислоти в системі утилізації теплоти димових газів доменних повітронагрівачів [2, 3], їх впровадження пов'язано з низкою складнощів, а саме: заміною існуючих теплообмінників, модернізацією системи підведення та відведення теплоносіїв, збільшенням аеродинамічного опору теплообмінників, облаштуванням системи утилізації теплоти додатковою контрольно-вимірювальною апаратурою і таке інше.

В роботі [4] запропоновано альтернативне технічне рішення щодо збільшення температури горіння доменного газу, яке передбачає реконструкцію системи підготовки компонентів горіння перед спалюванням з встановленням додаткового обладнання – теплогенератора та змішувача. В теплогенераторі відбувається спалювання додаткового доменного газу в атмосферному повітрі. Продукти згоряння палива, що при цьому утворюються, далі

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

надходять у змішувач, де змішуються з атмосферним повітрям та технологічним киснем. Таким чином на виході зі змішувача забезпечується повітряно-димова суміш, у складі якої міститься 21 об'ємний відсоток кисню. Далі ця суміш подається в якості окиснювача на спалювання доменного газу в повітронагрівачі доменної печі.

Ефективність такої схеми підготовки компонентів горіння перед спалюванням в повітронагрівачах досліджено в [5]. Визначено, що підвищення калориметричної температури горіння доменного газу до 1420 °С і, відповідно, температури підігріву доменного дуття до 1210-1220 °С (при спалюванні в теплогенераторі холодних компонентів горіння) потребує додаткової витрати 16 900 м^3/год доменного газу та 6 658 м^3/год технологічного кисню. Такі витрати теплоносіїв є суттєвими і не завжди є в наявності на підприємстві.

Метою даної роботи є розробка способу утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів доменної печі, який характеризується вищою енергоефективністю та є вільним від згаданих вище недоліків, притаманних відомим способам підвищення температури доменного дуття.

Сутність запропонованих технічних рішень. Співробітниками ТОВ – НВФ "КОШ" у співпраці з дослідниками Українського державного університету науки і технологій розроблено новий спосіб утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів доменної печі [6], схему якого наведено на рис. 1.

Спосіб реалізується наступним чином. В форкамеру 4 повітронагрівача 1 через штуцери подачі повітря 2 та доменного газу 3 подаються нагріті газ і повітря. Утворені димові гази із форкамери 4 направляються в насадку 5 повітронагрівача. Відпрацьовані димові гази через димові штуцери 6 надходять в димовий лежак повітронагрівачів, а з нього – в димовий змішувач 15, при цьому відсічні шибери 9, 10 та дросельний клапан 11 відкриті. В теплогенератор 12 через штуцери 13, 14 подається атмосферне повітря і додатковий доменний газ, де відбувається його спалення. Утворені димові гази з температурою 1200 – 1250 °С направляються в змішувач 15, де зустрічаються з димовими газами повітронагрівачів з температурою 230 - 260 °С. Після змішування цих димових газів їх температура осереднюється до 300 – 400 °С в залежності від температур нагрівання повітря та доменного газу, які використовуються для опалення повітронагрівачів. Регулювання цієї температури відбувається за рахунок зміни витрат повітря, використовуючи термопару 16, процесор 18, виконуючий механізм 19

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

та дросельний клапан 20. Димова суміш із заданою температурою через додатковий димопровід 17 направляється в повітряний 21 і газовий 22 теплообмінники і нагріває повітря і доменний газ. Відпрацьовані димові гази з температурою на 10-15 °С вище температури точки роси парів сірчаної кислоти попадають в димовий лежак 7. Надлишкова частка (5-20 %) димової суміші проходить, минаючи теплообмінники 21, 22, через обвідний димопровід 27 і попадає в димовий лежак 7, а потім в димар 8. На обвідному димопроводі 27 розташовано дросельний клапан 28 з допомогою якого регулюється витрата димової суміші через газовий теплообмінник 22. Витрати димових газів, що надходять до повітряного теплообмінника, регулюються дросельним клапаном 30.

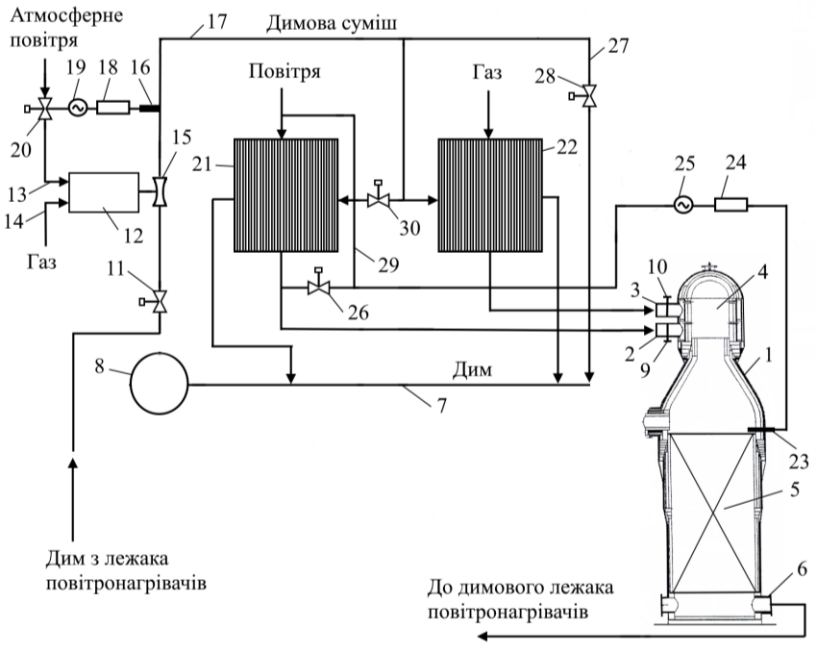


Рисунок 1 – Схема утилізації теплоти відхідних димових газів доменних повітронагрівачів з теплогенератором: 1 - повітронагрівач; 2 і 3 - штуцери подачі повітря і доменного газу; 4 - форкамера; 5 - насадка; 6 - димові штуцери; 7 - димовий лежак; 8 - димар; 9, 10 - відсічні шибери; 11, 26, 28 і 30 - дросельні клапани; 12 - теплогенератор; 13 і 14 - штуцери подачі повітря і доменного газу; 15 - змішувач; 16 - термопара; 17 - додатковий димопровід; 18 - процесор; 19 і 25 - виконуючі механізмт; 20 - дросельний клапан; 21 і 22 - теплообмінники; 23 - термопара; 24 - процесор; 27 - обвідний димопровід; 29 - допоміжний повітропровід.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Повітря і доменний газ, проходячи в середині труб теплообмінників 21 і 22, нагріваються за рахунок теплоти димової суміші і поступають в штуцери подачі повітря 2 і доменного газу 3. Температура димових газів на вході в насадку 5 повітронагрівача 1 стабілізується та підтримується на рівні 1300 - 1400 °С зміною температури нагрітого повітря, яка регулюється за рахунок змішування частки холодного повітря, що проходить через повітропровід 29, та нагрітого повітря, що виходить з повітряного теплообмінника 21. При цьому термопара 23, яка розташована зверху насадки 5, електрично зв'язана з процесором 24, виконуючим механізмом 25 та дросельним клапаном 26, який регулює витрати нагрітого повітря.

Методика дослідження. Для визначення ефективності використання запропонованого способу утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів доменної печі розроблено спрощену методику розрахунку температури нагріву доменного дуття. В якості вихідних даних задаються:

– склад сухого доменного газу, його вологість та умови спалювання – коефіцієнт витрати повітря і вміст кисню в повітрі, що подається на спалювання палива;

– витрата доменного газу на опалення повітронагрівачів;

– температура холодного доменного газу, що подається в теплогенератор, та температура підігрітого в теплообмінниках доменного газу, що подається в повітронагрівачі;

– температура холодного повітря, що подається на спалювання доменного газу в теплогенератор, та температура підігрітого повітря, що подається на спалювання палива в повітронагрівачі;

– температура димових газів на виході з повітронагрівачів;

– коефіцієнти теплових втрат в теплогенераторі, теплообмінниках та пірометричний коефіцієнт для повітронагрівачів.

За методикою, наведеною в [1], виконуються розрахунки горіння доменного газу в теплогенераторі з визначенням теплоти згоряння палива, теоретичної і дійсної витрат повітря; питомого виходу продуктів згоряння та їх складу, залежності ентальпії димових газів від температури; калориметричної температури горіння доменного газу.

Далі розрахунок виконується методом послідовних наближень.

Задається витрата доменного газу на теплогенератор і розраховуються витрата повітря, необхідна для його спалювання, кількість продуктів згоряння та їх температура.

З рівняння теплового балансу змішувача розраховується ентальпія димових газів на виході зі змішувача, за величиною якої визначається температура диму на виході зі змішувача.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

З теплового балансу теплообмінників визначаються температури підігріву в них повітря та доменного газу. Якщо ці розраховані температури не відповідають заданим у вихідних даних, то збільшують або зменшують прийняте значення витрати доменного газу на теплогенератор і переходять до наступного наближення. Ознакою закінчення розрахунків є досягнення припустимої похибки визначення температур підігріву доменного газу і повітря в теплообмінниках.

Калориметрична температура горіння палива та температура під куполом повітронагрівача розраховується за відомими формулами, наведеними в [1].

Температура нагріву доменного дуття, відповідно до [2], розраховується як:

$$t_{\text{дуття}} = t_{\text{купол}} - (130...140)\text{, °C.} \qquad (8)$$

де $t_{\text{купол}}$ – температура під куполом повітронагрівача, °С.

Результати та їх обговорення. Для визначення ефективності використання запропонованої системи утилізації теплоти відхідних димових газів доменних повітронагрівачів виконано розрахунки температур нагріву доменного дуття в повітронагрівачах при їх опаленні доменним газом для наступних варіантів:

1) блок повітронагрівачів не обладнано системою утилізації теплоти відхідних димових газів і для опалення повітронагрівачів використовуються холодні доменний газі і атмосферне повітря;

2) повітронагрівачі обладнано системою утилізації теплоти димових газів, наведеною на рис. 1, при цьому витрати доменного газу та повітря на теплогенератор дорівнюють нулю і в теплообмінники подаються димові гази з такою ж температурою, з якою вони покидають повітронагрівачі, а температура диму на виході з теплообмінників обмежується температурою конденсації пари сірчаної кислоти (130 °С);

3) повітронагрівачі обладнано системою утилізації теплоти димових газів, наведеною на рис. 1, при цьому доменний газ та повітря подаються на спалення в теплогенератор без попереднього підігріву, доменний газ і повітря, що використовуються для опалення повітронагрівачів підігріваються в теплообмінниках до однакової температури. Температура диму на виході з теплообмінників обмежується температурою конденсації пари сірчаної кислоти (130 °С).

Інші вихідні дані, прийняті під час розрахунків:

– склад сухого доменного газу, об'ємні відсотки:

CO =21,76; H_2 = 5,45; CO_2 = 17,84; O_2 = 0; N_2 = 54,95; H_2S =0;

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

– вологість доменного газу 49,93 г/м^3;

– коефіцієнт витрати повітря при спалюванні палива в повітронагрівачах і в теплогенераторі 1,05;

– теплота згоряння вологого доменного газу 3143,15 кДж/м^3.

– витрата доменного газу на блок повітронагрівачів 110 000 м^3/год.

При відсутності підігріву доменного газу і повітря їх температури, відповідно, складають 35 °С і 10 °С.

Коефіцієнти теплових втрат в теплогенераторі та теплообмінниках – 0.95. Пірометричний коефіцієнт для повітронагрівачів – 0.95 [1].

Результати розрахунку для варіанту 1 дозволили визначити базові показники роботи системи блоку повітронагрівачів доменної печі, яка не обладнана системою утилізації теплоти димових газів. Так, при витратах доменного газу 110 000 м^3/год та 70 466 м^3/год атмосферного повітря на його спалення, витрата диму на виході з блоку повітронагрівачів складає 166 375 м^3/год при середній температурі диму 230 °С. При відсутності підігріву компонентів горіння перед спалюванням в повітронагрівачах досягається калориметрична температура горіння доменного газу 1273 °С і температура під куполом повітронагрівачів 1210 °С, що дозволяє забезпечити температуру нагріву доменного дуття на рівні 1070-1080 °С.

Результати розрахунку для варіанту 2 показали, що обладнання блоку повітронагрівачів запропонованою системою утилізації теплоти димових газів, яка працює при вимкнутому теплогенераторі, дозволяє за рахунок теплообмінників досягти підігріву повітря та доменного газу до 120 °С, що забезпечить збільшення калориметричної температури горіння доменного газу до 1347 °С і температуру під куполом повітронагрівачів 1280 °С, що дозволяє забезпечити збільшення температури нагріву доменного дуття на рівні 1140-1150 °С.

Показники роботи системи утилізації теплоти відхідних димових газів доменних повітронагрівачів для варіанту 3 наведені в таблиці 1. Як видно з таблиці, запропонований спосіб утилізації теплоти дозволяє підвищити температуру підігріву доменного газу і повітря в теплообмінниках до 214 °С і досягти температури нагріву доменного дуття – 1210-1220 °С. Тобто, у порівнянні з базовим варіантом (варіант 1) роботи блоку повітронагрівачів на холодних доменному газі і повітрі, впровадження варіанту 3 дозволяє підвищити температуру нагріву дуття на 140 °С.

За даними дослідження [7] збільшення температури дуття на кожні 10 °С при його температурі більше 1000 °С забезпечує економію коксу 0,22–0,3 % (або 0,9-1,2 кг/т чавуну). Спираючись на ці дані, можна оцінити потенціал економії коксу від впровадження запропонованого

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

способу утилізації теплоти димових газів на рівні 3,1 - 4,2 % (або 12,6-16,8 кг/т чавуну). Слід також зазначити, що у порівнянні з іншими відомими способами збільшення температури дуття, наприклад [5], реалізація запропонованого способу утилізації теплоти димових газів потребує значно менших енергетичних витрат, а саме – додаткового використання тільки 8881 м^3/год доменного газу.

Таблиця 1 – Результати розрахунків

Показник	Значення показника
Температури теплоносіїв перед теплогенератором, °С: - доменний газ - повітря	 35 10
Витрата доменного газу на теплогенератор, м^3/год	8881
Температури теплоносіїв на вході в змішувач, °С: - диму з теплогенератора - диму від блоку повітронагрівачів	 1210 230
Витрати на вході в змішувач, м^3/год: - диму (з теплогенератора) - диму від блоку повітронагрівачів	 13432 166372
Температура теплоносія на виході із змішувача, °С	312
Витрата теплоносія на виході із змішувача, м^3/год	179804
Температури компонентів горіння перед спалюванням в повітронагрівачах, °С: - доменного газу - повітря	 214 214
Витрата диму від блоку повітронагрівачів, м^3/год	166372
Калориметрична температура горіння палива в повітронагрівачах, °С	1421
Температура під куполом повітронагрівачів, °С	1350
Температура підігріву дуття, °С	1210-1220

Висновки

Доведено, що спосіб утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів доменної печі, шляхом регулювання роботи комплексу «блок повітронагрівачів- теплообмінники з теплогенератором», дозволяє досягнути повної і однакової глибини утилізації теплоти відхідних димових газів в газовому та повітряному теплообмінниках, стабілізувати температуру димових газів на вході в насадку повітронагрівачів на рівні 1300 – 1350 °С, що забезпечує покращення якості спалювання палива в повітронагрівачах, збільшення температури нагрівання повітря і доменного газу в теплообмінниках, підвищення температури нагріву доменного дуття на 140 °С, зниження питомої витрати коксу на 3,1 - 4,2 % на

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

виробництво чавуну за рахунок збільшення на 8 % використання доменного газу.

Перелік посилань

1. *Металлургические печи* : Теория и расчеты / Губинский В. И., Тимошпольский В. И., Ольшанский В. М. и др. Минск : Белорусская наука. В 2-х т. Т. 1. 2007. 596 с.

2. *Повышение энергоэффективности нагрева доменного дутья*. Монография. / Л. П. Грес, С. А. Карпенко, А. А. Науменко, В. П. Иващенко, А. О. Еремин, Е. А. Каракаш, Е. В. Гупало. Под общей редакцией д.т.н., проф. Л. П. Греса. - Днепр, 2021. 612 с.

3. Пристрій для утилізації теплоти відхідних димових газів доменних повітронагрівачів: патент на корисну модель 97978 Україна: МПК (2015.01) C21B 9/00; заявл. 10.11.2014; опубл. 10.04.2015, Бюл. № 7. 4 с.

4. Спосіб ступеневого нагріву газів пальника повітропідігрівника доменної печі : патент на корисну модель 152924 Україна: МПК (2006) C21B 9/00, C21B 9/14, C21B 5/06, C01B 3/36, H01M 8/22; заявл. 04.05.2023; опубл. 03.05.2023, Бюл. № 18. 3 с.

5. Дослідження ефективності використання суміші повітря, димових газів та технологічного кисню в якості окиснювача при опаленні доменних повітронагрівачів / М. В. Петряков, Л. П. Грес, О. В. Гупало, В. І. Верещак, О. О. Єрьомін, А. С. Григор'єв // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 121-138. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-121-138

6. Спосіб утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів доменної печі : патент на корисну модель 156559 Україна: МПК (2024.01) C21B9/00, C21B9/16; заявл. 21.12.2023, Опубл. 10.07.2024. Бюл. № 28. 5 с.

7. Большаков В. И. Состояние и перспективы развития черной металлургии Украины на основе энергосберегающих технологий. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2006. № 2. С. 2–5.

References

1. Gubinskii, V. I., Timoshpolskii, V. I., Olshanskii, V. M. et al (2007). *Metallurgicheskie pechi*: *Teoriia i raschety* (Vol. 1). Belorusskaia nauka

2. Gres, L. P., Karpenko, S. A., Naumenko, O. O., Ivashchenko, V. P., Yeromin, O. O., Karakash, Ye. O., & Gupalo, O. V. (2021). *Povyshenie energoeffektivnosti nagreva domennogo dutia*

3. Patent of Ukraine No. 97978. (2015). *A device for heat recovery of waste flue gases of compower stoves*. State Patent Office of Ukraine, Bulletin No. 7. 4 p.

4. Patent of Ukraine No. 152924. (2023). *Step heating of gases in a blast furnace air heater*. State Patent Office of Ukraine, Bulletin No. 18. 3 p.

5. Petriakov, M. V., Gres, L. P., Gupalo, O.V., Vereshchak, V. I., Yeromin, O. O., & Hryhoriev, A. S. (2023). Study of the efficiency of using a mix of air, flue gases and process oxygen as an oxidizing agent for heating of hot-blast stoves. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 121-138. https://doi.org/ 10.52150/2522-9117-2023-37-121-138

6. Patent of Ukraine No. 156559. (2024). *A method for utilizing the heat of*

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

exhaust flue gases from blast furnace air heaters. State Patent Office of Ukraine, Bulletin No. 28. 5 p.

7. Bolshakov, V. I. (2006). Sostoianie i perspektivy razvitiia chernoi metallurgii Ukrainy na osnove energosberegaiushchikh tekhnologii. *Metallurgicheskaia i gornorudnaia promyshlennost*, (2), 2–5

L. P. Gres[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-5343-3438
O. V. Gupalo[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0003-3145-9220
V. I. Vereshchak[2], Director
O. O. Yeromin[1] D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0001-8306-578X
Yu. M. Radchenko[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0002-5055-6707
D. V. Vereshchak[2]

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*
[2] *Research and production company "KOSH" LLC*

INCREASING THE HEATING TEMPERATURE OF BLAST-FURNACE AIR BY IMPROVING THE SYSTEM OF HEAT RECOVERY OF FLUE GASES OF HOT-BLAST STOVES

Abstract. Hot-blast stoves heated by blast furnace gas are used to heat blast furnace air. Increasing the combustion temperature of blast furnace gas by raising the temperature of combustion components before hot-blast stoves allows an increase in the heating temperature of blast-furnace air. However, the relatively low temperature of the exhaust flue gases of hot-blast stoves limits the possibility of increasing the heating temperature of combustion components. The research aims to overcome this limitation by equipping the heat recovery system of flue gases with a heat generator heated by blast furnace gas. The flue gases of the heat generator mix up with the flue gases of hot-blast stoves and their temperature increases. The flue gas mixture is then fed to heat exchangers to heat blast furnace gas and air before they burn in the hot-blast stoves. The technical solutions developed by the authors make it possible to increase the heating temperature of combustion components by 140 °C, reach a temperature of blast-furnace air up to 1210-1220 °C and provide coke savings up to 3.1- 4.2 %.

Key words: hot-blast stoves, flue gases, heat recovery, blast-furnace air, coke saving.

For citation: Gres, L. P., Gupalo, O. V., Vereshchak, V. I., Yeromin, O. O., Radchenko, Yu. M., & Vereshchak, D. V. (2024). Increasing the heating temperature of blast-furnace air by improving the system of heat recovery of flue gases of hot-blast stoves. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 16-25. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-16-25.

Стаття надійшла до редакції збірника 15.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-26-38

УДК 669.111.4

М. В. Губинський[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0003-3770-4397
О. Є. Меркулов[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-7867-0659
А. В. Сибір[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-9974-0636
С. С. Федоров[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-5409-882X
С. М. Губинський[2], науковий спів. ORCID 0000-0002-4598-5136
О. М. Форись[2], аспірант, ORCID 0000-0002-9524-2381
С. О. Дудченко[1], к.т.н., ORCID 0000-0002-7319-9896
М. Г. Джигота[1], провідний інж., ORCID 0000-0003-3062-5127

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *Український державний університет науки і технологій*

ВИЗНАЧЕННЯ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ СИНТЕТИЧНИХ ЧАВУНІВ ПРИ ВИКОРИСТАННІ КАРБЮРИЗАТОРІВ ОТРИМАНИХ НА ОСНОВІ ЕЛЕКТРОТЕРМІЧНОГО КИПЛЯЧОГО ШАРУ

Анотація. Розвиток високотемпературних технологій у металургії та хімічній галузі пов'язаний з заміною викопних видів палива на зелену електроенергію. Саме таку можливість має процес нагріву вуглецевої сировини у електротермічному киплячому шарі (ЕКШ) коли струм проходить безпосередньо через шар і нагріває його за рахунок джоулевої теплоти. Такий процес дозволяє значно зменшити витрати енергії порівняно з традиційними технологіями, що базуються на використанні печей Ачесона та Кастнера. Одним з продуктів, що може бути отриманий в печах ЕКШ, є карбюризатори, що використаються при виплавці синтетичного чавуну. Проведені дослідження дозволили визначити властивості до карбюризаторів, що забезпечують якість чавунів та параметри термічної обробки прекурсорів у ЕКШ. Метою даного дослідження було отримання прямої відповіді про ефективність карбюризаторів отриманих за новою технологією. Вирішення цього завдання проведено шляхом порівняльних випробувань карбюризаторів отриманих методом ЕКШ та традиційними технологіями при отриманні синтетичного чавуну. Випробування проведені з використанням лабораторної індукційної печі ємністю 10 кг. Плавки було проведено в ідентичних умовах. В результаті доведено що процеси навуглецювання чавуну з карбюризатором отриманим по новій технології та синтетичним графітом мають східні температурні та кінетичні залежності. Ступінь засвоєння вуглецю практично однакові. Металографічний аналіз отриманих зразків синтетичного чавуну показав, що виливки отримані з використанням синтетичного графіту характеризуються

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

більшою кількістю пор, що може бути причиною зниження механічних властивостей. Результати випробувань на стиск, розтягнення, вигин та твердість підтвердили це. Отримані результати випробувань довели ефективність вироблення карбюризаторів високої якості з використанням технології ЕКШ.

Ключові слова: електротермічний киплячий шар, синтетичний чавун, навуглецювання, карбюризатор.

Посилання для цитування: Визначення механічних властивостей синтетичних чавунів при використанні карбюризаторів отриманих на основі електротермічного киплячого шару / М. В. Губинский, О. Є. Меркулов, А. В. Сибір, С. С. Федоров, С. М. Губинський, О. М. Форись, С. О. Дудченко, М. Г. Джигота // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 26-38. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-26-38.

Вступ. Одним з відомих напрямків розвитку високотемпературних технологій (1000-3000 °С) є перехід від використання палива до електроенергії, що дозволяє знизити викиди парникових газів за рахунок використання зеленої електроенергії та електроенергії атомних електричних станцій. Це в повній мірі відноситься до процесів отримання штучного графіту та вуглецевих матеріалів з вмістом золи менше 0,1%. Відомі агрегати для реалізації цих процесів у щільному шарі – електрокальцинатори [1]. Резистивний нагрів відбувається при проходженні струму через шар між верхнім та нижнім електродами, температура нагріву не перевищує 2000 °С. Саме такий варіант технології використовується на провідному в Україні підприємстві виробника електродів ПАТ «Укрграфіт». Недоліком такого варіанту високотемпературного резистивного нагріву пов'язаний з нерівномірним розподілом струму і відповідної потужності джерел теплоти по радіусу шару що приводить до флуктуації властивостей вуглецевого матеріалу та необхідності повторної обробки. Розвитком процесу високотемпературної обробки в щільному шарі є використання печей Ачесона, та Кастнера, що потребують коштовного етапу вироблення заготівок з використанням їх пресування та обпалу. Але графітування та очищення вуглецевої сировини відбувається при температурах до 3000 °С. Ці процеси спрямовані на отримання графітованих електродів та блоків для дугових печей та електролізерів. Отримання графітованих дисперсних матеріалів потребує додаткову подрібнення отриманих виробів.

Альтернативою цим технологіям є обробка вуглецевої сировини у електротермічному киплячому шарі (ЕКШ) [2-4]. Електротермічний киплячий шар забезпечує роботу печей при температурах 1000-3000 °С і дозволяє організувати безперервний виробничий процес. Нагрів сировини відбувається при проходженні струму через киплячий шар у

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

радіальному напрямку між центральним та бічним електродами. Для отримання киплячого шару застосовується інертний газ. Гранулометричний склад готового продукту може коливатись від 200 мкм до 5 мм.

Дослідження викидів парникових газів при термічній обробці вуглецевих матеріалів у печах з ЕКШ [5, 6]показали зменшення питомих викидів при порівнянні з діючими технологіями 1,5-3 рази в залежності від температури обробки. Це відбувається за рахунок зменшення енерговитрат та виключення використання пеків при виробленні заготівок.

Таким чином, технології ЕКШ мають певну перевагу над існуючими високотемпературними технологіями обробки вуглецевих матеріалів у тому числі і карбюризаторів що використаються при виробництві синтетичного чавуну. Аналіз основних факторів, що впливають на ефективність засвоєння карбюризаторів та якість чавунів [7] дозволили сформулювати основні вимоги до них: вміст золи та газів повинен бути як можливо меншим, кристалічна структура повинна включати 80-90% графітованих матеріалів з кристалічністю більш 100Å.

Експериментальні дослідження процесів графітації та рафінування антрацитів Донецького вугільного басейну [8-10] дозволили визначити параметри термічної обробки у печах ЕКШ що забезпечать необхідні вимоги до якості карбюризаторів: температура обробки 2400-2700 °С, термін витримки не більше 10 хв, можливість обробки антрациту без попередньої кальцинації.

Таким чином одним з необхідних етапів впровадження нової технології стало отримання прямої відповіді ефективності карбюризаторів отриманих по новій технології при отриманні синтетичних чавунів.

Метою дослідження є проведення порівняльних випробувань карбюризаторів отриманих методом ЕКШ та традиційними технологіями з різними параметрами термічної обробки (температура , термін витримки) при отриманні синтетичного чавуну.

Методика досліджень. Характеристики карбюризаторів, що використано в дослідженні наведені у таблиці 1.

Карбюризатор №1 має кристалічну структуру відмінну від синтетичного графіту, але його кристалічність перевищує Lc = 100Å. Другий карбюризатори можливо віднести до синтетичного графіту.

Для отримання виливків синтетичного чавуну з використанням різних карбюризаторів використовували лабораторну індукційну піч, до складу якої входить: плавильний модуль - ІТПЕ-0,01 і генератор ВТГ-20-22. Для досягнення показників за якістю металу, що виплавляється, і мінімізації вмісту неметалевих включень, для футерування тигля

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

використовували нейтральну шпінель, що утворює робочий шар футерування набивну масу на основі білого корунду REFRAMIX-84SP.

Таблиця 1 - Показники карбюризаторів, що досліджено

№	Вихідний матеріал для отримання карбюризатора	Режими термічної обробки		Вміст вуглецю, %	Зола,%	Насипна густина, кг/м^3
		Температура, °С	Термін обробки, хв			
1	Антрацит	2600	10	99,00	≤0,1	700
2	Антрацит	3000	30	99,94	≤0,06	800
3	Кокс	3000	30	99,99	≤0,01	0,45

При дослідженні використовували метод переплаву низьковуглецевого металевого брухту з відомим і стабільним хімічним складом (табл. 2) з подальшим навуглецюванням досліджуваними карбюризаторами.

Таблиця 2 - Хімічний склад металевої частини шихти

C	Si	Mn	Ni	S	P	Cr	N	Cu	As
0,06 - 0,12	до 0,05	0,25 - 0,5	до 0,3	до 0,05	до 0,04	до 0,3	до 0,012	до 0,3	до 0,08

Умови плавки і склад шихти відповідали отриманню сірого чавуну з ферито-перлітною структурою. Для виливків було виготовлено форми із товщиною стінки 50 мм (рис. 1)



Рисунок 1 – Форми для виливків зразків чавуну

Всі дослідні плавки синтетичного чавуну проводили в однаковому порядку. На дно тигля укладали шар металевої частини шихти (20 % від розрахункового), зверху задавали розрахункову кількість одного з досліджуваних карбюризаторів, далі прикривали другим шаром металевої частини шихти і здійснювали поступове нагрівання з подальшим розплавленням.

Для визначення ступеня засвоєння кожного з досліджуваних

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

карбюризаторів за точку відліку під час розрахунку завалювання було обрано величину, що дорівнює 80% засвоєння.

В процесі проплавлення і спускання шихти робили присадки, що залишилися. Енергетичні та теплові параметри роботи печі витримували на однаковому рівні для всіх досліджуваних видів карбюризаторів з метою забезпечення ідентичних умов процесу. У процесі нагріву і плавлення здійснювали контроль теплової роботи печі за допомогою вбудованої термопари.

Феромарганець для коригування хімічного складу вводили в метал за 25 хв до випуску. Феросиліцій присаджували за 20 хв до випуску. Усі феросплави вводили після попереднього розкислення алюмінієм для більш стабільного засвоєння легуючих. Введення феросплавів проводили у металевому контейнері з примусовим зануренням у розплав, що дало змогу досягти нормальних показників із засвоєння елементів.

Після остаточного доведення за хімічним складом і температурою метал виливали в заготовлені форми. Кількість форм на кожну плавку - 6 штук, зовнішній вигляд зразків показаний на рис. 2. Хімічний аналіз відібраних проб на випуску металу виконували в атестованій аналітичній лабораторії "SendLAB".



Рисунок 2 – Виливки чавуну після вилучення з форми

Металографічні дослідження виконували на світлових мікроскопах "Neophot 30" і "Axiovert 200M MAT" після травлення зразків 4% розчином азотної кислоти в етиловому спирті.

Згідно з ДСТУ було проведено наступні механічні випробування виливків із чавуну за температури 20°С :

- визначення тимчасового опору після розриву при розтягуванні;
- тимчасового опору при стисненні;
- тимчасового опору при вигині;
- твердості за Брінелем.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Іспити проведено на універсальній випробувальній машині ЦД-40.

Результати дослідження та їх аналіз. Хімічний склад зразків синтетичного чавуну наведено у таблиці 3.

Таблиця 3 - Хімічний склад виплавленого синтетичного чавуну

Тип карбюризатору	C мас, %	Si мас, %	Mn мас, %	P мас, %	S мас, %	Засвоєння вуглецю, %
№1 Антрацит	4,04	2,16	0,79	0,021	0,033	93
№2 Антрацит	4,21	2,16	0,65	0,041	0,051	96
№3 Кокс	3,94	2,13	0,73	0,021	0,035	89

Характеристика процесу навуглецювання отримана на основі температурних кривих розплаву показала, що карбюризатор №1 і №2 мають практично ідентичні температурні криві рис. 3, що можна пояснити схожими умовами розчинення вуглецю і нагрівання ванни.

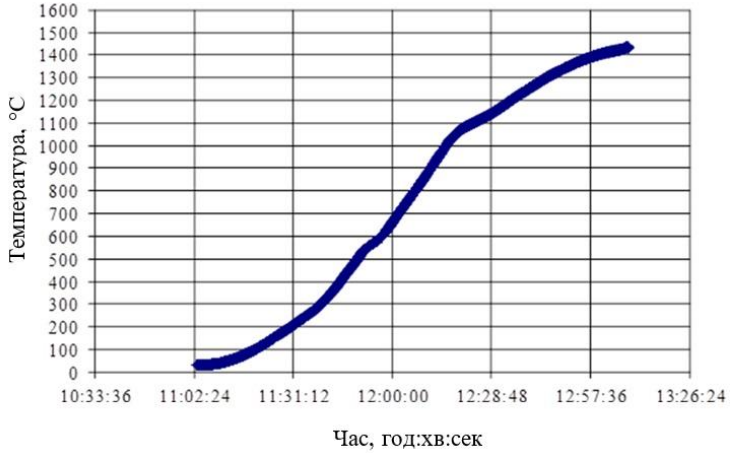


Рисунок 3 – Температурна крива нагріву і плавлення металу

В плавках з карбюризатором №3 при досягненні температури в 1150 °С спостерігався різкий перелом кривої зі швидким набором температури до 1500 °С. При цьому частинки карбюризатора розчинялися не повністю і перебували на поверхні металу. Після чого ситуація стабілізувалася і під час графітизуючої витримки розчинення вуглецю проходило вже стабільніше. Це може свідчити, що у випадку з матеріалом №3 процес навуглецювання починається пізніше, що збільшує час плавки і вимагає більш високих температур.

Таким чином, з точки зору засвоєння вуглецю можливо стверджувати, що карбюризатори №1 і №2 мають сходину ступінь засвоєння вуглецю. Карбюрізатор №3 у зв'язку з значно меншою

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

насипною густиною має відчутно менші показники.

Порівняльний металографічний аналіз зразків (рис. 4) показав, що у всіх дослідних плавках був отриманий сірий чавун, графіт мав пластинчасту форму у вигляді прожилок, пелюсток. За будовою металевої основи дослідні плавки чавуну були феритно-перлітної структури. При збільшенні ×25 можна бачити, що виливки плавок №2 і №3 характеризуються більшою кількістю пор, ніж для плавки №1. При збільшенні ×100 видно, що структура в зливку №1 і №2 загалом отримана рівномірна, а в структурі злитка №3 спостерігали ділянки з різним ступенем розгалуженості та дисперсністю пластин графіту.

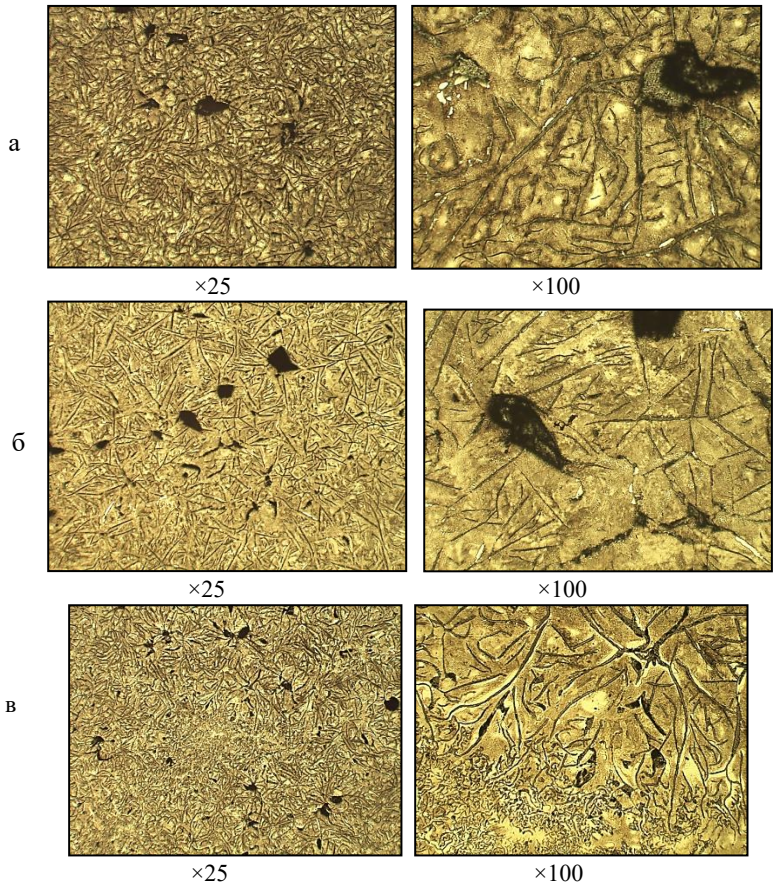


Рисунок 4 - Мікроструктура синтетичного чавуну
а- карбюризатор №1 , б – карбюризатор №2, в – карбюризатор №3

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Результати випробувань на механічні властивості зразків синтетичного чавуну наведені на рисунках 5, 6, 7, 8. Чавун з карбюризатором №1 за всіма властивостями значно перевищує зразки з карбюризаторами №2 і №3, що збігається з даними досліджень мікроструктури.

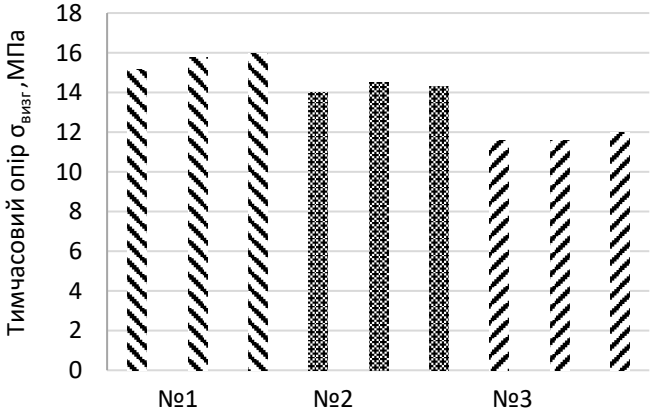


Рисунок 5 – Результати випробування на вигин

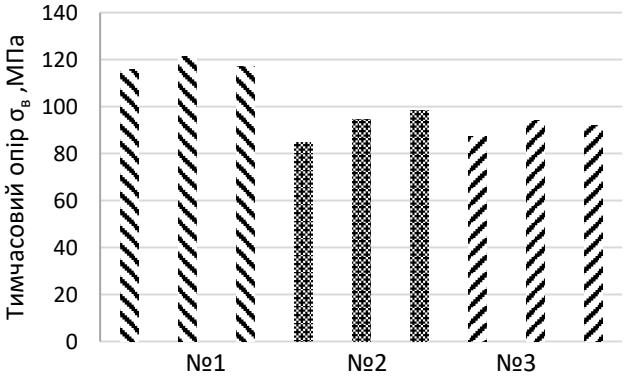


Рисунок 6 – Результати випробування на розтягнення

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

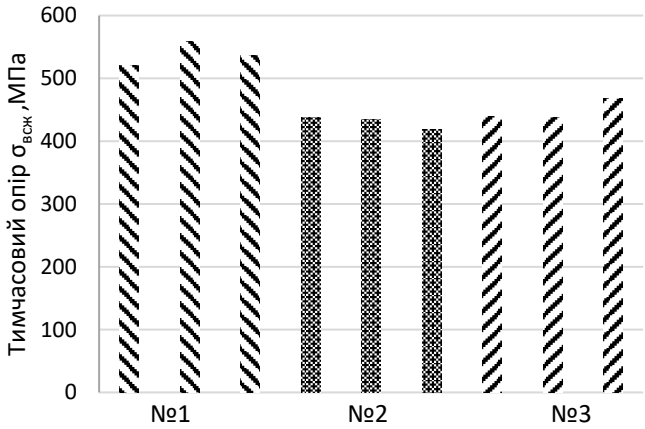


Рисунок 7 – Результати випробування на стиск

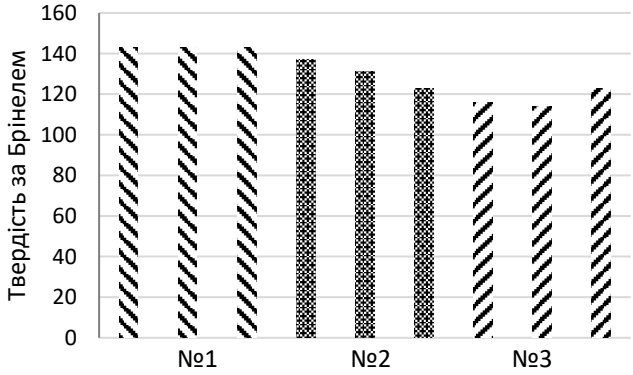


Рисунок 8 – Результати випробування твердості

Таким чином проведені випробування довели, що запропоновані вимоги до карбюризаторів (кристалічність, вміст вуглецю) забезпечують підвищення якості синтетичних чавунів. Інтенсивність навуглецювання для синтетичних графітів та запропонованого карбюризатора при однакових умовах плавки збігаються. Все це підтверджує ефективність використання карбюризаторів отриманих по технології ЕКШ.

Результати досліджень лягли у основу розробки технологічного регламенту високотемпературної технології отримання карбюризаторів

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

з антрациту Донецького родовища (ТР ІЧМ НДР Ч.001.22-2024). Основні характеристики печі з ЕКШ продуктивністю 1000 кг/год, на основі якої розроблено нову технологію наведені у таблиці 4.

Таблиця 4 - Характеристики печі ЕКШ для виробництва карбюризаторів на основі антрациту Донецького родовища

Показник	Одиниці виміру	Значення
1. Продуктивність	кг/год	1000
2. Електрична потужність	МВт	2,3
3. Вид струму	-	Постійний
4. Величина струму	кА	До 21
5. Величина напруги	В	60-120
6. Температура нагріву матеріалу	°С	2400 -2700
7. Витрата води на охолодження	$м^3$/год	до 25 $м^3$/год
8. Витрата азоту	$нм^3$/год	до 50

Висновки

Проведено порівняльні дослідження використання карбюризаторів на основі антрацитів Донецького вугільного басейну отриманих по технології характерної до ЕКШ та синтетичних графітів.

В результаті проведення дослідних плавок синтетичного чавуну доведено що процеси навуглецювання з карбюризатором отриманим за новою технологією та синтетичним графітом мають східні температурні та кінетичні залежності. Ступінь засвоєння вуглецю практично однакові. Металографічний аналіз отриманих зразків синтетичного чавуну показав, що виливки отримані з використанням синтетичного графіту характеризуються більшою кількістю пор, що може бути причиною зниження механічних властивостей. Результати випробувань на стиск, розтягнення, вигин та твердість підтвердили це. Отримані результати випробувань довели ефективність вироблення карбюризаторів високої якості з використанням технології ЕКШ.

Отримані результати досліджень лягли у основу розробки технологічного регламенту високотемпературної технології отримання карбюризаторів з антрациту Донецького родовища.

Перелік посилань

1. Петров Б. Ф. Энергосбережение при производстве электродного термоантрацита : Київ, Екотехнологія, 2006. 144 с.

2. Сибір А., Губинський М., Федоров С., Губинський С., Гогоці О. (2020). Печі з електротермічним киплячим шаром. Конструктивні особливості. *Металургійна та гірничорудна промисловість*. 2020. № 2. С. 42-61. https://doi.org/10.34185/0543-5749.2020-2-42-61

3. Gupta C., Sathiyamoorthy D. Fluid bed technology in materials processing. Boca Raton, Fla. : CRC Press, 1999. 528 p. https://doi.org/10.1201/9780367802301

4. Забродський С. С. Високотемпературні установки з псевдозрідженим

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

шаром. М. : Енергія, 1971. 328 с.

5. Semen Hubynskyi et al IOP Conf. Ser.: *Earth Environ. Sci*. 2024. Vol. 1348, 012028. https://doi.org/10.1088/1755-1315/1348/1/012028

6. Губинський М. В., Сибір А. В., Федоров С. С., Меркулов О. Є, Губинський С. М., Коваль С. В., Форись О. М. Оцінка зменшення викидів парникових газів при отриманні штучного графіту в електротермічному киплячому шарі. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії*. 2022. Вип. 36. С. 455-465. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-455-465

7. Hubynskyi M. V., Sybir A. V., Fedorov S. S., Merkulov O. Ye., Hubynskyi S. M., Mazorchuk V. F., Foris O. M. Peculiarities of the Fe-C melt carburization process and the effect produced on it by the type of carburizers. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*. 2023. Issue 37. P. 62-75. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-62-75

8. Sybir A., Hubynskyi M., Fedorov S., Hubynskyi S., Vvedenska T., Bezuglyi V. Effect of heat shock on graphitization of Donbass anthracite. *Mining of Mineral Deposits*. 2020. Vol. 14, Iss. 3. P. 43-49. https://doi.org/10.33271/mining14.03.043

9. Sybir A., Hubynskyi M., Balalaiev K., Burchak O., Sukhyy K., Fedorov S., Pinchuk V, Hubynskyi S, Vvedenska T. Effect of Parameters of the Anthracite Heat Treatment on the Properties of Carbon Materials during Shock Heating. *Voprosy khimii i khimicheskoi tekhnologii*. 2022. No. 5. P. 94-101. https://doi.org/10.32434/0321-4095-2022-144-5-94-101

10. Sybir A. V., Hubynskyi S. M., Fedorov S. S., Sukhyy K. M., Hubynskyi M. V., Vvedenska T. Y. Peculiarities of high-temperature refining of cabon materials. *Voprosy khimii i khimicheskoi tekhnologii*. 2023. No. 6. P. 177-186. https://doi.org/10.32434/0321-4095-2023-151-6-177-186

References

1. Petrov, B. (2006). Enerosberezhenie pri proizvodstve elektrodnogo termoantracita [Energy saving in the production of electrode thermoanthracite]. Ekotekhnologiya. [*In Russian*].

2. Sybir, A. V, Hubynskyi, M., Fedorov, S., Hubynskyi, S., & Gogotsi O. (2020). Electrothermal fluidised bed furnaces. Design features. *Metalurhiina ta hirnychorudna promyslovist*, (2), 42-61. https://doi.org/10.34185/0543-5749.2020-2-42-61

3. Gupta, C., & Sathiyamoorthy, D. (1999). Fluid bed technology in materials processing. Boca Raton, Fla.: CRC Press, 528. https://doi.org/10.1201/9780367802301

4. Zabrods'kij, S. S. (1971). Visokotemperaturni ustanovki z psevdozridzhenim sharom [High-temperature fluidized bed units]. Energiya. [*In Russian*].

5. Hubynskyi, S. et al (2024). IOP Conf. Ser.: *Earth Environ. Sci*., 1348, 012028. https://doi.org/10.1088/1755-1315/1348/1/012028

6. Hubynskyi, M. V., Sybir, A. V., Fedorov, S. S., Merkulov, O. Ye., Hubynskyi, S. M., Koval S. V., & Foris, O. M. (2022). Estimation of greenhouse gas emission reduction during the production of artificial graphite in an electrothermal fluidised bed. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 36, 455-465. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-455-465

7. Hubynskyi, M. V., Sybir, A. V., Fedorov, S. S., Merkulov, O. Ye., Hubynskyi,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

S. M., Mazorchuk, V. F., & Foris, O. M. (2023). Peculiarities of the Fe-C melt carburization process and the effect produced on it by the type of carburizers. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 62-75. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-62-75

8. Sybir, A., Hubynskyi, M., Fedorov, S., Hubynskyi, S., Vvedenska, T., & Bezuglyi, V. (2020). Effect of heat shock on graphitization of Donbass anthracite. *Mining of Mineral Deposits*, 14(3), 43-49. https://doi.org/10.33271/mining14.03.043

9. Sybir, A., Hubynskyi M., Balalaiev K., Burchak O., Sukhyy K., Fedorov S., Pinchuk V, Hubynskyi S, & Vvedenska T. (2022). Effect of Parameters of the Anthracite Heat Treatment on the Properties of Carbon Materials during Shock Heating. *Voprosy khimii i khimicheskoi tekhnologii*, 5, 94-101. https://doi.org/10.32434/0321-4095-2022-144-5-94-101

10. Sybir, A. V., Hubynskyi, S. M., Fedorov, S. S., Sukhyy, K. M., Hubynskyi, M. V., & Vvedenska, T. Y. (2023). Peculiarities of high-temperature refining of cabon materials. *Voprosy khimii i khimicheskoi tekhnologii*, 6, 177-186. https://doi.org/10.32434/0321-4095-2023-151-6-177-186

M. V. Hubynskyi[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0003-3770-4397
O. Ye. Merkulov[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-7867-0659
A. V. Sybir[1], Ph.D., (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0002-9974-0636
S. S. Fedorov[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-5409-882X
S. M. Hubynskyi[2], Researcher, ORCID 0000-0002-4598-5136
O. M. Foris[2], Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-9524-2381
S. O. Dudchenko[1], Ph.D., (Tech.), ORCID 0000-0002-7319-9896
M. H. Dzhygota[1], Senior Engineer, ORCID 0000-0003-3062-5127

[1] Iron and Steel institute of Z. I. Nekrasov National academy of sciences of Ukraine
[2] Ukrainian State University of Science and Technologies

DETERMINATION OF THE MECHANICAL PROPERTIES OF SYNTHETIC CAST IRONS WHEN USING CARBURISER OBTAINED BY ELECTROTHERMAL FLUIDISED BED

Abstract. The development of high-temperature technologies in metallurgy and the chemical industry is associated with the replacement of fossil fuels with green electricity. The process of heating carbonaceous raw materials in an electrothermal fluidized bed (EFB) offers this opportunity. This is when the current passes directly through the bed and heats it up using joule heat. This process allows to significantly reduce energy consumption compared to traditional technologies based on the use of Atchinson and Kastner furnaces. One of the products that can be obtained in EFB furnaces is carburizers used in the smelting of synthetic cast iron. The conducted research allowed us to determine the properties of carburizers that ensure the quality of cast iron and the parameters of heat treatment of precursors in EFB. The purpose of this study was to obtain a direct answer about the efficiency of carburizers produced by the new technology. This task was solved by comparative tests of carburiser produced by the EFB method and traditional technologies in the production of synthetic cast iron. The tests were conducted using a laboratory induction furnace with

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

a capacity of 10 kg. The melts were carried out under identical conditions. As a result, the results proved that the carburizing processes of cast iron with carburizer obtained by the new technology and synthetic graphite have similar temperature and kinetic dependencies. The degree of carbon assimilation is almost the same. Metallographic analysis of the obtained synthetic cast iron samples showed that the castings obtained using synthetic graphite are characterized by a larger number of pores, which may be the reason for the decrease in mechanical properties. The results of compression, tensile, bending and hardness tests confirmed this. The test results proved the effectiveness of producing high-quality carburiser using EFB technology.

Key words: electrothermal fluidized bed, synthetic cast iron, carburizing, carburiser.

For citation: Hubynskyi, M. V., Merkulov, O. Ye., Sybir, A. V., Fedorov, S. S., Hubynskyi, S. M., Foris, O. M., Dudchenko, S. O., & Dzhygota, M. H. (2024). Determination of the mechanical properties of synthetic cast iron when using carburiser obtained by electrothermal fluidised bed. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 26-38. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-26-38

Стаття надійшла до редакції збірника 04.11.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-39-58

УДК 669.16

Г. Ю. Крячко[1], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0002-8773-508X
Є. М. Сігарьов[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-8229-7877

[1] *Дніпровський державний технічний університет*

ГАЗОДУТТЬОВИЙ РЕЖИМ ЗАДУВАЛЬНОГО ПЕРІОДУ ДОМЕННИХ ПЕЧЕЙ

Анотація. Метою роботи є узагальнення досвіду варіювання газодуттьових параметрів в задувальних періодах доменних печей і розробка рекомендацій для подальшого удосконалення газодинамічного режиму задування. Систематизовано дані про зміну газодуттьового режиму задувальних періодів доменних печей різного об'єму у відмінних сировинно-експлуатаційних умовах. Встановлено, що при меншому темпі нарощування витрати дуття в задувальному періоді вища температура дуття в ньому сприяє ускладненню газодинаміки доменного процесу, про що свідчать одночасні зростання тиску дуття, перепаду тисків і тиску газу на колошнику, як компенсатора цих ускладнень. Запропоновано в межах добового задувального періоду з виходом на кінцеву витрату дуття до 1,0 $V_д/V_{кор}$·хв в другому напівперіоді задування збільшувати кількість разових добавок дуття зі зменшенням їх розміру до меж реального застосування. Обґрунтовано надання переваг збільшенню витрати дуття перед збільшенням його температури в задувальному періоді, оскільки обидва параметри справляють конкурентний вплив на газодинаміку доменного процесу при суттєво різному впливі на структуризацію стовпа шихти. Доведено, що поширена рекомендація задувати піч на всіх фурмах робочого діаметру не відповідає технології ведення задувального періоду зважаючи на низьку загальну початкову витрату дуття для створення активних фурменних вогнищ. Залучення запропонованих рекомендацій в практику пуску доменних печей дасть змогу вийти на заплановані параметри газодинамічного режиму в короткий термін задувального періоду.

Ключові слова: газодуттьові параметри, задувальний період, доменна піч, темп нарощування, витрати дуття, рекомендації, технологія задування.

Посилання для цитування: Крячко Г. Ю., Сігарьов Є. М. Газодуттьовий режим задування доменних печей // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 39-58. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-39-58

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Вступ. Режими дуття і газу в робочому просторі печі в пусковому періоді є важливим чинником виведення агрегату на нормативні показники. Неоднозначність в розумінні термінів, пов'язаних з пуском доменної печі в експлуатацію заважає аналізу і теоретичному обґрунтуванні тих чи інших прийомів технології задування печей. На плутанину у визначенні поняття «задувка» вперше звернули увагу В. В. Капорулін зі співавторами (1989 р.). Особливо це стосується питання про визначення і розмежування задувального і роздувального періодів. Так, деякі фахівці, наприклад М. Я. Остроухов та Л. Я. Шпарбер (1975 р.), Т. Р. Галіуллін зі співавторами (2008 р.) під пусковим періодом розуміли роздувальний не відокремлюючи задувальний.

Відсутність розмежування в часі задувального і роздувального періодів ставить під сумнів коректність порівняння показників задувань різних доменних печей, як це було здійснено, наприклад в роботі О.В. Ростовського зі співавторами (1998 р.).

Б. М. Жеребін в монографії (1980 р.) розмежував пусковий період на два характерні – задувальний від моменту подавання дуття в піч до потемніння коксу на фурмах після відступу від початкових витрати і тиску дуття і роздувального, що слідував за задувальним, при якому починали збільшувати витрату дуття.

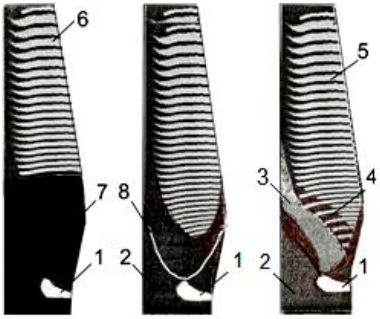
Авторський колектив на чолі з В. В. Капоруліним (1989 р.) розширив межі задувального періоду. Дослідники вважали, що «задувальний період – це пусковий період роботи доменної печі після будівництва, капітального ремонту або зупинки, котрий починається зі загорання коксу після подавання дуття в піч, включає в себе перші випуски продуктів плавки і закінчується встановленням в робочому просторі печі температурного поля, характерного для нормально працюючої печі».

З останнім визначенням можна погодитись лише частково. Перше зауваження стосується фіксації моменту початку задування печі. Оскільки гаряче дуття з моменту потрапляння в піч гріє шихту – це означає початок процесу виведення системи з рівноваги, тобто підготовки її до металургійних перетворень. Тому енциклопедичне визначення задувки (1982 р.), як початок подавання дуття в доменну піч, котрий означає пуск печі в експлуатацію, не заслуговує критики.

Друге, більш суттєве зауваження, стосується кінцевої мети задувального періоду. На наш погляд кінцевою метою цього періоду повинно бути утворення в першому наближенні робочої структури стовпа шихти, яка визначає режим взаємодії газів і шихти, результатом якого і буде температурний профіль, притаманний доменному процесу.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Тому, на наш погляд, задувальним слід вважати період з моменту подавання гарячого дуття в піч протягом якого відбувається формування п'ятизонної структури стовпа шихти, характерної для діючого доменного процесу. Обґрунтуванням цього твердження є наступне. На момент подавання дуття в доменну піч стовп шихти при задуванні без дров'яного прошарку в горні від лещаді до колошника являє собою середовище сипучих матеріалів, розподілених відносно проєкту розміщення задувальної шихти. В процесі горіння і вигорання коксу перед повітряними фурмами відбувається поступова зміна структури нульової (коксової) шихти. З утворенням прифурменних порожнин – зони 1 (рис. 1, *а*) починає формуватися коксова насадка, або зона малорухомого коксу в горні і заплечиках – зона 2 (рис. 1, *б*) тривало існуюче утворення, яке при нормальній роботі печі має газопроникність і дренажну здатність.



а б в

Рисунок 1 - Схема перетворень в стовпі шихтових матеріалів під час задувального періоду доменної печі: 1 – прифурменна порожнина; 2 – коксова насадка; 3 – зона активного руху коксу; 4 – зона когезії; 5 – зона сипучого стану залізорудних матеріалів; 6 – залізорудні матеріали; 7 – кокс; 8 – умовна траєкторія руху коксу до прифурменних порожнин

В процесі задування над прифурменними порожнинами виникає зона активного руху коксу – зона 3 (рис. 1, в). З опусканням униз перших прошарків залізорудних матеріалів при температурах вище 1000 ^{0}C починає утворюватися зона когезії – четверта характерна зона (рис. 1, в) з відповідною трансформацією зони рухомого коксу оскільки дещо змінюється джерело постачання коксу в останню зону. Остання по висоті печі п'ята зона між зоною когезії внизу і рівнем засипу на колошнику характеризується знаходженням залізорудних матеріалів в сипучому стані. Проявом утворення робочої зональності доменного процесу в задувальний період є поява перших розплавів чавуну і шлаку в горні доменної печі.

Результати дослідження. Співставлення відомих підходів для вибору газодуттьових параметрів задувального періоду представлено в таблиці 1.

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 1 – Вихідні дані для побудови графіків зміни газодуттьового режиму задувального періоду доменних печей

Параметр	Рекомендації, номер за порядком			
	Всесоюзної наради доменщиків, 1946 р.	Монографії «Експлуатація доменних печей»[1]	Технолог-доменщик. Довідкове і методичне керівництво[2]	НЛМК, рф.[3]
	1	2	3	4
Фурми	Всі відкриті зі звужувальними кільцями	В момент подавання дуття залишену у фурмах глину видаляють або пробивають в ній отвори	Швидкості струменя газу із вихідного перетину фурм повинні бути вище, ніж при нормальній роботі печі на 10-20% (але на менше 200 м/с)	Всі відкриті, звичайного діаметра
Дуття: витрата, об'ємів печі за хвилину	Рекомендації відсутні	Рекомендації відсутні	Приблизне відношення об'єму дуття $V_д$ до об'єму печі $V_{кор}$ за хвилину в першу добу (по годинам для печей різного об'єму): години роботи 1 12 24 об'єм печі, м³ 2000 0,2 0,5 0,8 3200 0,3 0,6 0,9 5000 0,3 0,7 1,0	Зазвичай припустима хвилинна витрата гарячого дуття дорівнює одному об'єму печі в перші години задувки і поступово зростає услід за підвищенням рудного навантаження в стовпі шихти
Темп нарощування витрати дуття $\frac{V_д/V_{кор} \cdot хв}{год}$	Рекомендації відсутні	Рекомендації відсутні	2000 - 0,025 3200 - 0,025 5000 - 0,029	Рекомендації відсутні

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Продовження таблиці 1

Параметр	1	2	3	4
Температура	На початку не нижче 600 ^{0}C, а затим в залежності від нагріву горна і ходу печі	750 – 800 ^{0}C	На початку 750 ^{0}C. Після загорання коксу на фурмах температуру дуття поступово знижують до 600 ^{0}C	Максимально висока, зазвичай 750 - 1000 ^{0}C
Тиск	Рекомендації відсутні	На початку надмірних 70 – 80 кПа. Через 30 – 40 хв. відступ до надмірних 25 – 30 кПа	На початку надмірних 70 – 100 кПа. Після загорання коксу на всіх фурмах і продування всієї газової мережі тиск знижують до надмірних 20 – 30 кПа	Рекомендації відсутні
Подавання природного газу	Рекомендації відсутні	Рекомендації відсутні	Рекомендації відсутні	В перші години після запалювання коксу
Підвищення тиску газу на колошнику	Рекомендації відсутні	Рекомендації відсутні	Рекомендації відсутні	Рекомендації відсутні

[1] М.Я. Остроухов, Л.Я. Шпарбер, 1975 р.
[2] Ю.П. Волков зі співавторами, 1986 р.
[3] В.М. Григор'єв зі співавторами, 1999 р.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Продовження таблиці 1

Параметр	Рекомендації, номер за порядком		
	ІЧМ [2], 2008 р.	ІЧМ [3], «Северсталь», рф, 2009 р.	ЄМЗ, ІЧМ [4], 2015 р.
	5	6	7
Фурми	Задувають піч крізь всі фурми. На деяких заводах у фурми в перший період задувки вставляють керамічні кільця з метою відсунути фокус горіння від стін[4]	Швидкість витоку дуття не менш 150 – 160 м/с	Піч зазвичай задувають на всі фурми робочого діаметра. При повільному темпі **роздувки*** з витратою дуття 0,4 – 0,5 одиниць об'єму печі за хвилину її зупиняють через 12 годин на закриття 15 – 25% фурм.
Дуття: витрата, об'ємів печі за хвилину	Початкова витрата дуття в $м^3$/хв чисельно дорівнює приблизно половині об'єму печі	Задування печі слід виконувати з початковою витратою дуття 0,5 – 0,6 об'ємів печі за хвилину	Початкова витрата дуття 0,5 – 0,6. До кінця першої доби **роздувки*** печі витрата дуття повинна досягати 0,9 – 1,0
Темп нарощування витрати дуття $\frac{Vд/Vкор \cdot хв}{год}$		Протягом періоду **роздувки*** печі до видачі першого чавуну поступово довести витрату дуття до 0,9 – 1,0 $м^3/м^3$ хв об'єму печі, тобто темп 0,017 $\frac{Vд/Vкор \cdot хв}{год}$	0,017
Температура	В момент подачі в горн становить 700 – 800 ^{0}C	Початкова температура 700 – 750 ^{0}C. Після стійкого запалювання коксу на фурмах температуру дуття слід знизити до 450 – 500 ^{0}C	При задуванні 700 – 750 ^{0}C, після запалювання коксу знизити до 450 – 550 ^{0}C, затим повільно підвищується відповідно прийнятого графіка **роздувки***

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Продовження табл. 1

Параметр	5	6	7
Тиск	Через 20 – 30 хв. після задувки надмірний тиск встановлюється в межах надмірних 15 – 30 кПа	Рекомендації відсутні	Рекомендації відсутні
Подавання природного газу	Рекомендації відсутні	Природний газ доцільно подавати в піч через 8 – 10 годин після задувки печі	Для умов України не раніш, ніж через 12 годин після задувки. Зазвичай подача природного газу здійснюється після першого випуску
Підвищення тиску газу на колошнику	Рекомендації відсутні	Рекомендації відсутні	Рекомендації відсутні

[4] Те ж досягається закриттям частини фурм, що часто практикується в колишньому СНД і Японії
* термін збережено відповідно оригіналу джерела

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Не важко бачити існування невизначеності у виборі діаметра фурм в задувальний період. Зовсім неясно, що рекомендували автори (табл. 1, колонка 2) – пуск печі на всіх фурмах звичайного діаметра («залишену у фурмах глину видаляють») або на всіх фурмах зменшеного діаметру («пробивають в глині отвори»).

Не уникло протиріччя відоме видання (табл. 1, колонка 3), в якому рекомендувалося при нормальній підготовці задувку проводити на всіх фурмах зі швидкістю витоку дуття > 200 м/с. Зовсім незрозуміло, як досягти таку швидкість дуття при дуже обмеженій його витраті 0,2-0,3 $V_д/V_{кор}$·хв, яку до речі, рекомендували ті ж самі автори. даними згаданого видання в 1983 році з 60-ти доменних печей колишнього СРСР тільки 30% працювали в робочому режимі зі швидкістю витоку дуття > 200 м/с.

Більш зважені підходи працівників ІЧМ [2] (табл. 1, колонка 5). Вони рекомендують задувати піч крізь всі фурми, однак при цьому посилаються на власний досвід і доменщиків Японії, де практикується закриття частини фурм, або зменшення їх робочого діаметра. Друге і наступне збільшення витрати дуття в задувальному періоді автори [2] рекомендують проводити кожні 3-4 години на 50-100 м^3/хв в залежності від теплового стану і ходу печі. Звідси виникає закономірне питання про універсальність цих часової і кількісної рекомендацій для задування доменних печей різного об'єму.

Не можна погодитись з рекомендацією закриття 15-25% повітряних фурм через 12 годин після пуску печі [4] (табл. 1, колонка 7) оскільки зупинка печі в процесі формування характерної зональності доменного процесу, а саме на початку утворення первинної зони когезії є небажаним заходом. Автори [4] також рекомендують при більш інтенсивному темпі роздувки в залежності від прийнятого ступеня форсування печі зупиняти її через добу для закриття повітряних фурм, вочевидь для досягнення швидкості витоку дуття 175 м/с і більше. На наш погляд зупинка печі через добу на закриття фурм також не є доцільною, тому що погіршує умови переходу задувального періоду до роздувального.

Метою роботи є узагальнення досвіду варіювання газодуттьових параметрів задувальних періодів доменних печей і розробка рекомендацій для подальшого удосконалення газодинамічного режиму задування.

Для перевірки обґрунтованості наведених в табл. 1 рекомендацій використали практичні дані про результати задувального періоду доменних печей після будівництва і капітальних ремонтів різних категорій. Напрацювання досвіду задування доменних печей в новій історії розвитку доменного виробництва почалося на початку другої

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

половини XX ст. На рис. 2 показана динаміка зміни газодуттьових параметрів двох доменних печей з різними підходами фахівців у встановленні режиму задувального періоду.

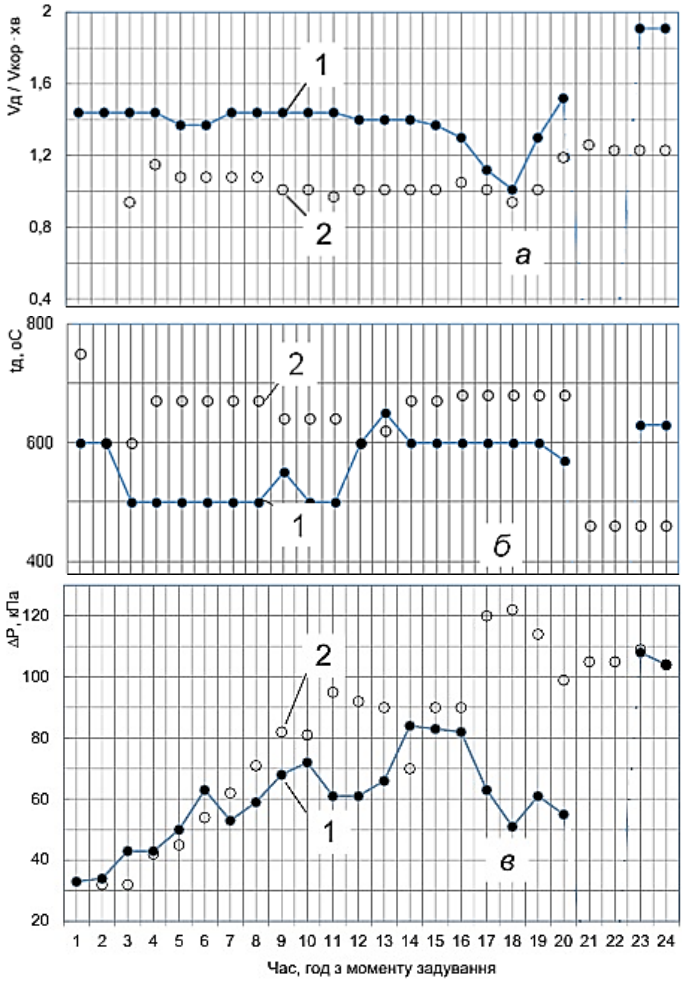


Рисунок 2 – Зміна параметрів газодуттьового режиму в задувальні періоди доменних печей об'ємом 1386 м^3 з низьким тиском газів на колошнику за даними довідника «Доменное производство» Т.2 (1963 р.): а – відносна витрата дуття; б – температура дуття; в – загальний перепад тисків кільцева труба – колошник; 1 – задувка 24.10.1952; 2 – задувка 11.02.1954

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Під впливом рішень всесоюзної наради доменщиків 1946 р. стосовно орієнтації на підтримання хвилинної витрати дуття в межах двох об'ємів печі задування ДП об'ємом 1386 м^3 24.10.1952 р. почали з витрати 1,44 $V_д/V_{кор}$·хв і довели до 1,91 $V_д/V_{кор}$·хв (рис. 2, *а*, крива 1). При цьому температуру дуття підтримували в межах 500- 600 ^{0}С (рис. 2, *б*, крива 1). Форсування в задувальному періоді характеризувалося поступовим підйомом перепадів тиску (рис. 2, *в*, крива 1). Завищена витрата дуття поряд зі завищеним рудно-флюсовим навантаженням призвели до холодного пуску печі, про що свідчив хімічний склад перших продуктів плавки – на четвертому випуску після задування печі вміст кремнію в чавуні склав 0,70 %, сірки 0,18 %, а вміст FeO в шлаку 4,52 %. Для покращення підготовки залізорудних матеріалів перед надходженням у високотемпературні горизонти печі знижували витрату дуття двічі – на 18-у годину після пуску до 1,01 $V_д/V_{кор}$·хв і в роздувальному періоді на наступну добу з 1,91 до 1,30 $V_д/V_{кор}$·хв.

Урахування негативного досвіду цього задування призвело до суттєвого коректування параметрів дуття у наступному пуску печі 11.02.1954 р. Так, витрату дуття в задувальному періоді зменшили і залишили в межах 0,94- 1,23 $V_д/V_{кор}$·хв (рис. 2, *а*, крива 2), а температуру дуття навпаки підвищили (рис. 2, *б*, крива 2).

При цьому на останній кривій помітно два характерних відступи – перший на початку загорання коксу, а другий теж вимушений внаслідок утворення зони когезії і різкого зростання перепаду тисків (рис. 2, *в*, крива 2). Помірне в порівнянні з першим прикладом форсування печі дуттям і виважена величина рудно-флюсового навантаження призвели до успішного пуску печі з випуском нормально прогрітих продуктів плавки.

Обидва наведені приклади є хрестоматійними, оскільки ґрунтовно показали, що форсування задувального періоду витратою дуття і його температурою має певні межі, дотримання яких забезпечує рівний хід печі і подальше роздування. Варто зазначити і те, що задування з меншою інтенсивністю за витратою дуття, але з вищою температурою (випадок 2), призвело до більших втрат напору дуття під час утворення первинної зони когезії, а саме близько 18 години після пуску печі (рис. 2, *в*). Запобіжним заходом для зменшення критичного перепаду тисків було різке зменшення температури дуття з 680 ^{0}С до 460-470 ^{0}С.

В подальшому впровадження підвищеного тиску газу на колошнику дозволило значно пом'якшити вплив збільшення витрати і температури дуття на перепад тисків в стовпі шихти під час формування його зональності, про що свідчать дані рис. 3. Перший приклад (позначений кривими 1) відносився до задувального періоду

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ДП «АрселорМіттал Кривий Ріг» об'ємом 1719 м^3 після консервації без видалення козлового чавуну і ремонту II розряду. Другий приклад (позначений кривими 2) відносився до задувального періоду ДП «ЗСМК» (рф) об'ємом 3000 м^3 після відновлювального ремонту протягом 11 діб.

Задача задувального періоду в прикладі ДП 1719 м^3 полягала у прискоренні утворення характерної зональності стовпа шихти, для чого при зниженому тиску газу на колошнику (рис. 3, *а*, крива 1) підтримували суттєву для сучасних умов витрату дуття (рис. 3, *б*, крива 1), але низьку температуру дуття (рис. 3, *в*, крива 1). Приймалося до уваги також наявність козлового нижчельоточного чавуну і небажаний вплив дуття підвищеної температури на передчасне його прогрівання.

Задачами задувального періоду ДП 3000 м^3, крім основної структуруючої, були також видалення вологи, нанесеної на стінки печі торкрет-маси і проплавлення залишків останньої («відскоку») на видувальній поверхні шихти внизу шахти. Для утворення потужних фурменних вогнищ, задування провели на шести відкритих повітряних фурмах і лише на 24 годину після пуску кількість відкритих фурм довели до 14. Все це обумовило низьку загальну витрату дуття (рис. 3, *б*, крива 2).

Разом з тим при дуже низькій загальній витраті дуття для печі об'ємом 3000 м^3, а саме 250-700 м^3/хв, в перші 12 годин задування на скороченій кількості відкритих фурм вдалося збільшити витрату дуття на окрему фурму в межах 42-117 м^3/хв, завдяки чому з'явилась можливість створити достатньо потужні фурменні вогнища для виконання головної задачі задувального періоду – створення робочої структури стовпа шихти. Якби ДП №3 «ЗСМК» задували на всіх фурмах (28 фурм), то витрата на кожну протягом перших 12 годин складала б 9-25 м^3/хв, що зовсім не відповідає технології задування, оскільки при такій витраті дуття швидкість його витоку з фурми діаметром 160 мм за умов задування ДП №3 становила б лише 15-42 м/с, що в 4-10 разів менше рекомендованих значень [3].

Необхідну концентрацію тепла в горні згаданої печі збільшували за рахунок підйому температури дуття в перші 12 годин після подавання дуття з 500 до 900 ^{0}С (рис. 3, *в*, крива 2).

Можливість збільшення температури дуття на 400 ^{0}С за короткий проміжок часу була обумовлена одночасним підвищенням тиску газу на колошнику (рис. 3, *а*, крива 2). У двох розглянутих прикладах (рис. 3) рівний хід доменних печей в задувальних періодах був досягнутий завдяки підтриманню загального перепаду тисків в межах 30-70 кПа.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

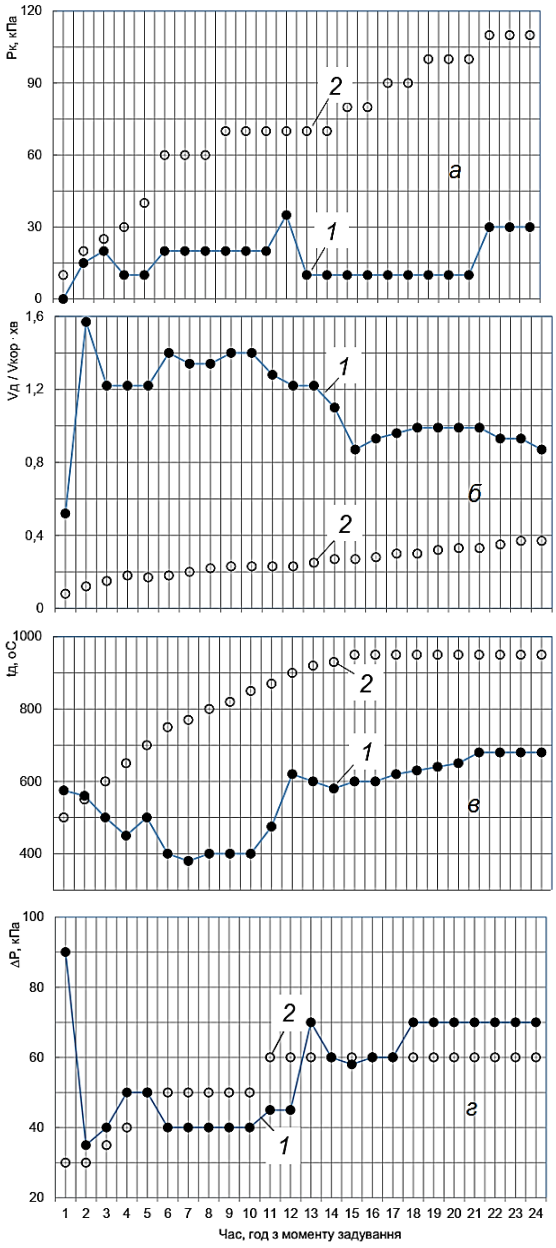


Рисунок 3 - Зміна параметрів газо-дуттьового режиму в задувальні періоди доменних печей АМКР об'ємом 1719 м^3 і ЗСМК об'ємом 3000 м^3 з різними рівнями тиску газів на колошнику за даними [5] і Т.Р. Галіулліна зі співавторами (2008 р.): *а* – надмірний тиск газів на колошнику, кПа; *б* – відносна витрата дуття; *в* – температура дуття; *г* – загальний перепад тисків; 1 – ДП 1719 м^3; 2 – ДП 3000 м^3

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Узагальнені дані про параметри газодинамічного режиму в задувальні періоди доменних печей, розглянутих на рис. 2 і 3 з додатком інформації про задувальний період печі після ремонту III розряду, представлені в таблиці 2. Про інтенсивність дуття в задувальному періоді свідчить не тільки швидкість нарощування дуття, але й середній його рівень. Темп нарощування витрати дуття в задувальних періодах після ремонтів I і II розрядів знаходився в межах 0,012- 0,020 $V_д/V_{кор}$·хв за одну годину і значно поступався швидкості добавлення дуття в задувальному періоді після ремонту III розряду.

Середній рівень температури дуття і швидкість його підвищення знаходились в оберненому взаємозв'язку з показниками зміни витрати дуття – чим вище витрати дуття в задувальному періоді, тим нижче його температура. Оскільки з утворення фурменних вогнищ починається структуризація стовпа шихти то форсуванню витратою дуття в задувальному періоді слід надавати перевагу, в порівнянні з підвищенням його температури, тому що обидва фактори збільшують перепад тисків в стовпі шихти і по суті є конкурентами при задуванні, адже відомо [6], що підвищення нагріву дуття і температури в горні збільшують об'єм і тиск газів в горні, в результаті чого рівномірність опускання шихти погіршується. Негативний вплив підвищення температури дуття в задувальному періоді посилює також зниження температури по висоті печі, яке, в свою чергу, не сприяє відновленню залізорудних матеріалів у верхніх задувальних шихтах.

Не зважаючи на різні сировинні та експлуатаційні умови задування печей різного об'єму в розглянутих прикладах (табл. 2, колонки 1-4) середній загальний перепад тисків в задувальних періодах знаходився у відносно вузьких межах, а саме 53-83 кПа, що свідчить про намагання уникнути підвисань шихти у відповідальному періоді пуску печі.

Що стосується старої (М.М. Чернов, А.М. Чечуро, 1965 р.) і підтриманої набагато пізніше рекомендації (В.М. Григор'єв зі співавторами, 1999 р.) задувати піч на всіх фурмах звичайного діаметру слід зазначити наступне. Неможливо при всіх відкритих фурмах при дотриманні рекомендованого низького діапазону зміни витрати дуття в задувальному періоді, а саме 0,5- 1,0 $V_д/V_{кор}$·хв створити активні фурменні вогнища, які є запорукою, по перше, створення робочої зональності стовпа доменної шихти, по друге, віддалення гарячих фурменних газів від нової футерівки і по третє посилення транспорту цих газів до центру печі.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 2 - Параметри газодуттьового режиму в задувальні періоди доменних печей різного об'єму, що працювали в різних сировинно-експлуатаційних умовах*

Параметри	Доменні печі, м³; регіон, підприємство				
	1386, Урал, рф	1386, Урал, рф	1719, АМКР, Україна	3000, ЗСМК, рф	1719, ЧелМК, рф
Вид ремонту	Після будівництва	КР-І, з реконструкцією	КР-ІІ, після консервації	Відновлювальний, тривалість 11 діб	КР-ІІІ, тривалість 6 діб
Дата задування	24.10. 1952 р.	11.02. 1954 р.	10.04. 2003 р.	н.д., публікація 2008 р.	12.1986, публікація 1988 р.
Середні за задувальний період:					
надмірні тиски, кПа:					
- на колошнику	8	9	16	71	н.д.
- дуття	72	92	73	123	146
- витрата дуття, $\frac{V_д/V_{кор·хв}}{год}$	1,42	1,07	1,12	0,25	1,23
Температура дуття, ^{0}C	565	622	554	838	859
Загальний перепад тисків, кПа	64	83	56	53	н.д.
Швидкості зміни:					
- витрати дуття, $\frac{V_д/V_{кор·хв}}{год}$	0,020	0,012	0,015	0,012	0,062
- температури дуття, ^{0}C/год	-	-	4,4	18,8	15,0
- тисків, кПа/год:					
на колошнику	-	-	0,65	4,2	н.д.
дуття	3,0	3,8	3,0	5,4	7,3

* посилання на джерела у підписах до рисунків

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Крім наведеного вище прикладу задування ДП №3 «ЗСМК» слід згадати відомий досвід задування ДП №5 «ЧерМК» після будівництва в 1986 році (В. А. Улахович зі співавторами, 1988 р.). Ця піч, найбільша на той час в світовій практиці, мала об'єм 5500 м^3 і 40 повітряних фурм. Після відступу з витратою дуття в піч подавали 1500 м^3/хв повітря (0,27 $V_д/V_{кор}$·хв) крізь 20 фурм. Це дозволило мати середню витрату на одну фурму 75 м^3/хв. Якби піч задували на всіх 40 фурмах при тій же загальній витраті дуття, то витрата на одну фурму зменшилася б удвічі, що зовсім недостатньо для утворення фурменного вогнища, яке б відповідало потребам задування потужної печі.

Щодо рекомендацій ІЧМ [2] (табл. 1, колонка 5) стосовно темпу нарощування витрати дуття слід зауважити наступне. Разова добавка дуття через регламентований відлік часу в 50- 100 м^3/хв не є універсальною, оскільки її розмір повинен бути функцією об'єму печі. Для прикладу у відповідності до алгоритму задування [2] розрахували кінцеву витрату дуття при завершенні задувального періоду протягом 24 годин. В межах цього часу, починаючи з 6 годин після задувки, можливі 6 добавок по 50- 100 м^3/хв з інтервалом 3 години і 4 таких же добавок, починаючи з 8 годин після пуску печі з інтервалом 4 години. Приймаємо на основі рекомендацій [3, 4] початкову витрату дуття в розмірі 0,5 $V_д/V_{кор}$·хв.

	Об'єм доменних печей		
Початкова витрата дуття	2000	3000	5000
0,5 корисного об'єму за хв.	1000	1500	2500
Сумарна добавка			
за 6 разів по 50 м^3/хв	300	300	300
те ж по 100 м^3/хв	600	600	600
Кінцева витрата дуття			
при застосуванні добавок:			
50–100 м^3/хв	1300-1600	1800-2100	2800-3100
$V_д/V_{кор}$·хв	0,65-0,80	0,60-0,70	0,56-0,62

Після 4-х добавок по 50-100 м^3/хв в кінцевому рахунку після 24 годин роботи показник $V_д/V_{кор}$·хв буде ще меншим і відрізнятися від рекомендованого 0,9-1,0 [4]. Якщо для розрахунку розміру добавки використовувати відносний до об'єму печі об'єм дуття, то при умові збереження початкової витрати дуття 0,5 $V_{кор}$·хв і доведення її в кінці задувального періоду до 0,9-1,0 $V_{кор}$·хв разова добавка дуття при 6-ти підвищеннях складе 0,4/6–0,5/6 або 0,067-0,083 $V_д/V_{кор}$·хв. Тоді, наприклад, для ДП 5000 м^3 абсолютні величини добавки складуть 335-415 м^3/хв. Зрозуміло, що ні перший варіант задування за розміром абсолютної разової добавки дуття, ні другий варіант за розміром

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

великої відносної добавки не відповідають вимогам технології. Чим менший розмір добавки в абсолютному та відносному вимірі тим менш чутливим до неї стає перепад тисків і тим легше підтримання рівного ходу печі, але кількість обмежених добавок повинна забезпечувати задану витрату дуття в кінці задувального періоду.

Висока швидкість нарощування витрати дуття притаманна задувкам печей після ремонту III розряду, коли протягом 20 годин темп збільшення витрати дуття може складати 0,062 $\frac{V_д/V_{кор}\cdot хв}{год}$ (табл. 2, колонка 5). Як виняток, ще більший темп зростання спостерігався на печі «НЛМК» (рф) об'ємом 2000 м^3 під час задувального періоду після капітального ремонту II розряду (Е.М. Щеглов зі співавторами, 2014 р.). В перші 9 годин після задувки швидкість нарощування витрати дуття склала 0,106 $\frac{V_д/V_{кор}\cdot хв}{год}$. Однак надалі від 9 по 17 годину після пуску печі спостерігалось падіння витрати дуття зі швидкістю 0,024 $\frac{V_д/V_{кор}\cdot хв}{год}$, що є небажаним явищем при переході до роздувального режиму оскільки порушується принцип поступовості. До речі на вказаній вище печі середня відносна витрата дуття в задувальному періоді склала лише 1,04 $V_д/V_{кор}\cdot$хв, що знаходиться в межах, досягнутих при «класичних» задувках (табл. 2, колонки 2, 3).

Якщо прийняти за основу рекомендацію авторів [2] на розбиття задувального періоду на два напівперіоди тривалістю 6-8 годин перший і 16-18 годин другий, то методика встановлення відносної величини разової добавки дуття і кількості цих добавок у другому на півперіоді повинна бути наступною. Різницю між кінцевими відносними витратами дуття у другому $V_{к2}$ і першому $V_{к1}$ напівперіодах ділять на кількість разових добавок у другому напівперіоді $n_д$. Якщо інтервал між добавками прийняти за одну годину, то протягом другого на півперіоду задування тривалістю 18 год буде проведено стільки ж збільшень витрати дуття. Приймаючи кінцеві відносні витрати дуття в другому і першому напівперіодах 0,5 і 0,9 $V_д/V_{кор}\cdot$хв отримаємо величину відносної разової добавки РД:

$$РД = V_{к2} - V_{к1}/n_д = 0{,}9 - 0{,}5/18 = 0{,}022\ V_д/V_{кор}\cdot хв. \qquad (1)$$

При цьому величина РД повинна бути в межах реального застосування для конкретного задувального періоду. Тобто, якщо задування печі проводиться після капітальних ремонтів першого і другого розрядів розрахункова РД не повинна значно перевищувати досягнуту на практиці саме після цих ремонтів. Так, наприклад, при задуванні печі на залізній руді (табл. 1, колонка 1) і на сучасних

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

залізорудних матеріалах [1] швидкість нарощування відносної витрати дуття складала 0,02 $V_д/V_{кор}$·хв.

У разі необхідності збільшення кінцевої відносної витрати дуття тривалість другого напівперіоду треба збільшити, щоби розмір добавки не перевищував максимально допустиму при збільшенні числа разових добавок. Оскільки запропонована методика нарощування витрати дуття в задувальному періоді відноситься до високоінтенсивних, для уникнення небажаних явищ у сході шихти у другому напівперіоді, обов'язкове відповідне поступове збільшення тиску газу на колошнику. Так, наприклад, під час задувального періоду ДП №7 фірми Essar Steel Algoma's (Канада) об'ємом 2840 м^3 збільшення відносної витрати дуття з 0,39 до 0,95 $V_д/V_{кор}$·хв відбувалось зі швидкістю 0,02 $\frac{V_д/V_{кор}\cdot хв}{год}$ і супроводжувалося нарощуванням тиску газу на колошнику зі швидкістю 1,2 кПа/год [1]. Піч задували після розширеного ремонту другого розряду з ремонтом стін горна.

При універсальній відносній величині РД абсолютна її величина залежатиме від об'єму печі:

Об'єм печі, м^3	2000	3000	5000
Абсолютна величина разової добавки дуття при відносній 0,022 $V_д/V_{кор}$·хв, м^3/хв, без округл.	44	66	110

РД в абсолютному виразі для печей об'ємом 2000–5000 м^3 буде близькою до рекомендованої (50 – 100 м^3/хв, [2]) але більш конкретною, враховуючою її вплив на газодинаміку доменного процесу.

Практика показала, що доменну піч можна задути при значно меншій інтенсивності нарощування дуття ніж це рекомендовано авторами [2-4]. Однак це пов'язано зі збільшенням тривалості задувального періоду, а надалі і роздувального. Так, при задуванні ДП №5 «ЧерМК» (рф) об'ємом 5500 м^3 (В. А. Улахович зі співавторами, 1988 р.) початкова відносна витрата дуття після відступу після запалювання коксу склала 0,27 $V_д/V_{кор}$·хв, а кінцева о 24 годині після пуску печі – 0,33 $V_д/V_{кор}$·хв. Тобто за 23 години задувального періоду швидкість нарощування витрати дуття склала 0,003 $\frac{V_д/V_{кор}\cdot хв}{год}$.

Повільне задування призвело до гальмування процесу формування зональності стовпа шихти, про що свідчив пізній перший випуск чавуну через 38 годин після пуску, тоді як при нормальному задуванні перший чавун зазвичай випускають через 24-32 години [2].

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Роздувальний період ДП №5 «ЧерМК» на ливарному чавуні склав 23 доби з витратою дуття в останні 12 діб лише 1,09 $V_д/V_{кор}$·хв.

Висновки

В роботі розглянуто існуючі розбіжності у встановленні меж задувального періоду доменних печей і визначенні кінцевої межи цього періоду, що заважає розробці дієвих рекомендацій стосовно пуску печей в експлуатацію.

Систематизовано дані про зміну газодуттьового режиму задувальних періодів доменних печей різного об'єму у відмінних сировинно-експлуатаційних умовах. Показано, що для своєчасного утворення зональності доменного процесу перевагу збільшень в задувальному періоді слід надавати витраті дуття, а не його температурі, оскільки обидва параметри є конкурентами у впливі на перепад тисків в стовпі шихти при різному впливі на горіння коксу перед фурмами і вихід фурменних газів.

Показано, що при задуванні доменних печей після будівництва та капітальних ремонтів першого і другого розрядів з дотриманням відносної витрати дуття в межах задувального періоду 0,5- 1,0 $V_д/V_{кор}$·хв попереднє тимчасове закриття певної кількості повітряних фурм є обґрунтованим технологічним заходом, який в умовах зниженої загальної на піч кількості дуття забезпечує необхідний рівень активізації фурменних вогнищ.

Запропоновано для підтримання інтенсивного нарощування витрати дуття до 1,0 $V_д/V_{кор}$·хв в межах добового задувального періоду у другому його напівперіоді тривалістю 16-18 годин кількість разових добавок дуття слід збільшувати, а розмір разової добавки зменшувати до меж реального застосування з відповідною компенсацією підвищення тиску газу на колошнику з метою підтримання допустимого перепаду потоків газу в стовпі шихти і її рівного сходження.

Перелік посилань

1. Successful blow-in of Essar Steel Algoma's blast furnace 7 / L. Jones, D. Vanmarrum, J. Tuomi et. al. *Technical contribution to the 3th International Meeting on Ironmaking*. September 22-26, 2008, Sao Luis City – Maranhao State – Brazil. P. 1357-1368.

2. Научно-технические решения по обеспечению безопасной работы доменных печей в стационарных и переходных режимах / В. И. Большаков, Н. М. Можаренко, Л. Г. Тубольцев, Г. Н. Голубых. *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. Вып. 17. 2008. С. 283-300.

3. Технологическое обоснование рациональных приемов задувки доменных печей большого и среднего объемов / В. И. Большаков, Н. М.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Можаренко, Н. Г. Иванча и др. *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии.* Вып. 20. 2009. С. 3-10.

4. Основные положения задувок доменных печей после остановок различной продолжительности / А. М. Кузнецов, А. Г. Коваленко, А. В. Зубенко и др. *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии.* Вып. 30. 2015. С. 90-109.

5. Замедленная раздувка доменной печи после ремонта второго разряда / Г. Ю. Крячко, П. А. Васюченко, Л. А. Сафина. *Зб. наук. праць Дніпродзержинського державного технічного університету (технічні науки)*. Дніпродзержинськ: ДДТУ. 2005. С. 17-22.

6. Ефименко Г. Г., Гиммельфарб А. А., Левченко В. Е. *Металлургия чугуна*. К. : Вища школа. Головне вид-во, 1988. 351 с.

References

1. Jones, L., Vanmarrum D., Tuomi J. et. al. (2008). Successful blow-in of Essar Steel Algoma's blast furnace 7. *Technical contribution to the 3th International Meeting on Ironmaking*. September 22-26, Sao Luis City – Maranhao State – Brazil, 1357-1368

2. Bolshakov, V. I., Mozharenko, N. M., Tuboltsev, L. G., Golubih, G. N. (2008). Scientific and technical solutions to ensure safe operation of blast furnaces in stationary and transient modes. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 17, 283-300

3. Bolshakov, V. I., Mozharenko, N. M., Ivancha, N. G. et. al. (2009). Technological justification for rational methods of blowing blast furnaces of large and medium volumes. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 20, 3-10

4. Kuznetsov, A. M., Kovalenko, A. G., Zubenko, A. V. et. al. (2015). Basic provisions for blowing blast furnaces after shutdowns of various durations. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 30, 90-109

5. Kryachko, G. Yu., Vasuchenko, P. A., & Safina, L. A. (2005). Slow blowing of a blast furnace after second stage repairs. *Collection of scientific works of the Dniprodzerzhinsk State Technical University (technical sciences)*, 17-22.

6. Efimenko, G. G., Gimmelfarb, A. A., & Levchenko, V. E. (1988). *Iron metallurgy*. Kyiv: Visha shkola

H. Yu. Kriachko[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0002-8773-508X
Ye. M. Sigarev[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-8229-7877

[1] *Dniprovsky State Technical University*

GAS BLOW MODE OF BLOWING PERIOD OF BLAST FURNACES

Abstract. The purpose of the work is to generalize the experience of varying the gas-blowing parameters in the blowing periods of blast furnaces and to develop recommendations for further improvement of the gas-dynamic blowing mode. The data on the change in the gas and dust regime of the blasting periods of blast

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

furnaces of different volumes under different raw material and operating conditions have been systematized. It was established that at a lower rate of growth of the blowing flow in the blowing period, a higher blowing temperature in it contributes to the complication of the gas dynamics of the blast furnace process, which is evidenced by the simultaneous increase in the blowing pressure, pressure drop, and gas pressure on the furnace, as a compensator of these complications. Offered within the limits of the daily blowing period with output to the final blowing consumption of up to 1.0 V_d/V_{cor}·min in the second half-period of blowing, increase the number of one-time blowing additives with a decrease in their size to the limits of real use. It is justified to give preference to increasing the blowing flow before increasing its temperature in the blowing period, since both parameters have a competitive effect on the gas dynamics of the blast furnace process with significantly different effects on the structuring of the charge column. It has been proven that the common recommendation to blow the furnace on all nozzles of the working diameter does not correspond to the technology of conducting the blowing period, taking into account the low total initial cost of blowing to create active nozzle foci. Inclusion of the proposed recommendations in the practice of starting blast furnaces will make it possible to reach the planned parameters of the gas dynamic regime in a short period of the blowing period.

Key words: gas blowing parameters, blowing period, blast furnace, growth rate, blowing costs, recommendations, blowing technology.

For citation: Kryachko, H. Yu., & Sigarev, Ye. M. (2024). Gas blow mode of blowing period of blast furnaces. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 39-58. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-39-58.

Стаття надійшла до редакції збірника 02.08.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-59-102
УДК 669.162.21.04:669.788.001.5

І. Г. Муравйова[1], д.т.н., пров.н.с., ORCID 0000-0001-5926-7787
О.Л. Чайка[1], к.т.н., с.н.с., зав. лаб. ТЕТ, ORCID 0000-0003-1678-2580
М. Г. Іванча[1], с.н.с., ORCID 0000-0002-5366-9328
Б. В. Корнілов[1], с.н.с., ORCID 0000-0002-5544-3023
О. Є. Меркулов[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-7867-0659
О. С. Нестеров[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-0183-0327
Л. І. Гармаш[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-6873-6685
В. І. Вишняков[1], н.с., ORCID 0000-0002-5538-6962
В. Р. Щербачов[1], м.н.с., ORCID 0000-0002-6734-0451
К. П. Єрмоліна[1], пров. інж., ORCID 0000-0001-6819-9886

[1] *Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України*

УЗАГАЛЬНЕННЯ РЕЗУЛЬТАТІВ ДОСЛІДЖЕНЬ ВПЛИВУ ЗБІЛЬШЕННЯ ВМІСТУ ВОДНЮ В ДУТТІ ТА ЙОГО РОЗПОДІЛУ ПО РАДІУСУ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ НА ТЕХНОЛОГІЧНИЙ РЕЖИМ ДОМЕННОЇ ПЛАВКИ

Анотація. Перспективним шляхом досягнення вуглецевої нейтральності при збереженні традиційної доменної технології виробництва чавуну є розвиток та внесення нових проривних змін у технологію, зокрема, пов'язаних з використанням водню, як відновника та джерела тепла. Використання водневмісного палива при виробництві чавуну призводить до істотних змін у технології доменної плавки, зокрема, теплових та відновлюваних процесів, які протікають у печі. Поглиблення розуміння цих процесів при використанні в дутті водневмісних добавок, наукове обґрунтування раціональної їх кількості з метою забезпечення максимального ступеня використання водню є важливими задачами при розробці науково обґрунтованих технологічних положень використання водню у доменній печі. Розробка цих положень повинна бути заснована на результатах досліджень впливу збільшення вмісту водню в дутті та його розподілу по радіусу доменної печі на технологічний режим доменної плавки, які виконано вченими різних країн. Мета досліджень - узагальнення та систематизація результатів досліджень впливу збільшення вмісту водню в дутті та його розподілу по радіусу доменної печі на технологічний режим доменної плавки. Розглянуто досвід використання водневмісних газів у доменному процесі. Виконано аналіз результатів досліджень з вивчення характеру розподілу водню або водневмісних газів по перерізу печі та їх впливу на технологію доменної плавки, які класифіковані наступним чином: експериментальні дослідження на промислових об'єктах; дослідження на експериментальних доменних печах; чисельні дослідження за допомогою

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

математичних моделей. Результати виконаних експериментальних досліджень на промислових доменних печах та в лабораторних умовах, а також за допомогою математичних моделей показали, що вдування водневмісних газів збільшує продуктивність доменної печі та зменшує витрату коксу. Уявлення про розподіл водню неоднозначні і часом суперечливі. Результати низки досліджень показують, що глибина проникнення H_2 обмежена, він в основному концентрується в області стінки печі, піднімаючись з потоком газу, і газ, що вдувається, може не досягати центру доменної печі. Для підвищення ефективності використання відновлювального газу в доменній печі необхідно збільшити глибину проникнення водневмісного газу та контролювати розподіл газового потоку в доменній печі. Згідно з альтернативними думками дослідників, кількість водню зменшується від осі (де значення H_2 максимально) до стінки печі. Процес доменної плавки внаслідок вдування водню, або водневмісних газів зазнає значних змін порівняно з традиційним процесом виплавки чавуну. Тому робота доменної печі з використанням водню потребує оптимізації, одним із основних напрямків якої є програма завантаження шихти стосовно цих умов.

Ключові слова: доменна плавка, декарбонізація, водневмісні гази, розподіл водню або водневмісних газів по перерізу печі.

Посилання для цитування: Узагальнення результатів досліджень впливу збільшення вмісту водню в дутті та його розподілу по радіусу доменної печі на технологічний режим доменної плавки / І. Г. Муравйова, О.Л. Чайка, М. Г. Іванча, Б. В. Корнілов, О. Є. Меркулов, О. С. Нестеров, Л. І. Гармаш, В. І. Вишняков, В. Р. Щербачов, К. П. Єрмоліна // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 59-102. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-59-102.

Постановка проблеми. Перспективним шляхом досягнення вуглецевої нейтральності при збереженні традиційної доменної технології виробництва чавуну є розвиток та внесення нових проривних змін у технологію, зокрема, пов'язаних з використанням водню, як відновника та джерела тепла. Використання водню (H_2), або водневмісних газів у якості відновлювачів у доменній печі, які сприяють зниженню викидів CO_2, має великі перспективи. Водень дійсно можливо використовувати для відновлення оксидів заліза, побічним продуктом при цьому є тільки H_2O. Темі ефективного використання водню в доменному виробництві приділяється все більше уваги як в теоретичному, так і в практичному плані. Ця стратегія у теперішній час є популярною темою у дослідженнях в області доменного виробництва, з якої опубліковано ряд оглядових статей [1- 3]. Використання водневмісного палива при виробництві чавуну призводить до істотних змін у технології доменної плавки, зокрема, теплових та відновлюваних процесів, які протікають у печі. Поглиблення розуміння цих процесів

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

при використанні в дутті водневмісних добавок, наукове обґрунтування раціональної їх кількості з метою забезпечення максимального ступеня використання водню є важливими задачами при розробці науково обґрунтованих технологічних положень використання водню у доменній печі. Розробка цих положень повинна бути заснована на результатах досліджень впливу збільшення вмісту водню в дутті та його розподілу по радіусу доменної печі на технологічний режим доменної плавки, які виконано вченими різних країн.

Мета роботи. Узагальнення та систематизація результатів досліджень впливу збільшення вмісту водню в дутті та його розподілу по радіусу доменної печі на технологічний режим доменної плавки.

Переваги водню у якості відновника. Проблеми, які перешкоджають вдуванню більшої кількості водню. У процесі доменної плавки близько 30% оксидів заліза відновлюються CO, близько 10% H_2, решта вуглецем [1]. Метою використання водневмісних газів є підвищення долі відновлення H_2, що дозволить зменшити витрату вуглецевого відновника.

До числа багатих воднем газів можна віднести: природний газ (NG), коксовий газ (COG), реформований коксовий газ (RCOG) та/або чистий H_2 [4]. Вдування природного газу вже давно використовується у ряді країн, однак його широке використання ускладнює його нестача та висока вартість. Вдування COG та RCOG є багатообіцяючими підходами, які використовують надлишок газів сталеливарного заводу, які відходять, та в останній час стали предметом великого інтересу.

Водень, як відновник, має значні переваги у кінетиці та термодинаміці, а його ефективність та ступінь відновлення вище ніж у вуглецевих відновників при високих температурах [5]. У статті [5] приведені результати високотемпературних експериментів, які проведені у лабораторних умовах. Результати цих досліджень показали, що в умовах вдування великої кількості водню існують дві основні проблеми: перша полягає в тому, що процес відновлення водню є ендотермічною реакцією, тому додаткове тепло підвищує споживання енергії. По-друге, хоча продукт відновлення H_2O і представляє собою чисту енергію, він ускладнює газифікацію коксу по реакції Будуара у нижній високотемпературній зоні, що призводить до зниження високотемпературної міцності коксу, та в підсумку, може привести до несприятливих умов у печі.

Основною перевагою коксового газу у зрівнянні з природним є менша кількість вуглеводнів на одиницю відновлюваних компонентів, які утворюються у печі [6]. Іншою перевагою коксового газу є його більший початковий об’єм, який припадає на одиницю утворюючих в

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

печі відновників. Це визначає більш високу енергію витоку струменя коксового газу у потік дуття у зрівнянні зі струменем природного газу, що сприяє кращому впровадженню її у дуттьовий потік. Витрата дуття на спалювання біля фурм та кількість фурмених газів, що утворюються при цьому, на одиницю відновника для коксового газу нижче, ніж для природного та інших добавок. Таким чином, за відновним потенціалом фурмених газів, що утворюються, коксовий газ має суттєві переваги перед природним та іншими добавками. Поряд з цим, тепловий ефект його перетворень у фурм найнижчий, що визначає і низку тепловіддачу в печі у порівнянні з іншими дуттьовими добавками. Основним ефектом від вдування коксового газу є зменшення теплопотреби процесу за рахунок зменшення ступеня прямого відновлення на відміну від пиловугільного палива.

Відомий ефект від вдування водневмісного газу, який полягає у зменшенні теоретичної температури горіння коксу (ТТГ). H_2, який присутній у водневмісному газі, швидко згорає, утворюючи пару [4]. Через високу температуру ця пара сприяє ендотермічній газифікації коксу. Крім того, кисень, споживаний при спалюванні H_2, знижує доступність кисню для сильно екзотермічного згоряння коксу. Збільшення збагачення киснем у разі вдування водневмісного газу сприяє підтримці необхідної для згоряння вугільного пилу температури. Однак, існує межа можливого збільшення кисню в дутті, яка пов'язана зі зниженням температури колошникового газу. Таким чином, щоб забезпечити здійсненність та безпеку процесу, двома основними експлуатаційними обмеженнями є теоретична температура та температура колошникового газу.

Через обмеження на мінімальну температуру колошникового газу та максимальний вміст кисню у дутті кількість водневмісних газів, яку можна вдувати на рівні дуття, обмежена [4]. Одним із можливих шляхів подолання цих обмежень, на думку авторів роботи, є реалізація паралельного вдування водню в шахту печі, що передбачають різні дослідницькі проекти, наприклад, ULCOS та COURSE50.

Водень як відновник має різні переваги перед вуглецем, такі як нижчі викиди CO_2, краща теплопровідність, нижча в'язкість та щільність, що призводить до менших втрат тиску, а також більший коефіцієнт дифузії, що сприяє відновленню залізної руди [7]. Як зазначають автори роботи, у процесі виробництва чавуну кокс необхідний для підтримки хорошої газопроникності стовпа шихти. Однак, незважаючи на переваги водню, як відновника, існують межі його максимального використання в доменній печі, що є предметом багатьох досліджень.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Досвід використання водневмісних газів у доменному процесі. Уваги заслуговують дослідження з використання коксового газу, які виконані на промислових доменних печах колишнього СРСР, результати яких представлені у монографії [6]. Коксовий газ має найбільшу теплоту згоряння зі всіх штучних (доменного, конвертерного та ін.). На необхідність його використання у металургійному виробництві вказував ще наприкінці XIX століття Д.І. Менделєєв. Перші досліди використання технології вдування у доменну піч коксового газу спільно з кисневим дуттьом були проведені під керівництвом Б.Н. Жеребіна у 1957 – 1958 р. на Кузнецькому металургійному комбінаті. В дослідні періоди роботи печі витрата коксового газу змінювалася від 3000 до 8500 $м^3$/год. При цьому відмічене більш рівний хід печі, деяке збільшення продуктивності при зменшенні витрати коксу, а також тенденція захаращення горна коксовим сміттям у міру збільшення витрати коксового газу.

В останні роки, як відмічають автори роботи [8], безліч випробувань було проведено у таких проектах, як HYBRIT (Швеція), SALCOS (Німеччина), H2FUTURE (Європа), COURSE50 (Японія), ROGESA (Німеччина), ULCOS (Європа), AISI (США) и AMLPC (Канада), де для відновлення заліза використовувався або чистий H_2, або збагачений H_2 газ.

У 2008 році Японія запустила новий процес (COURSE50), спрямований на нейтралізацію вуглецю. Цей метод представляє собою екологічно чистий процес виробництва заліза, котрий знижує викиди CO_2 за рахунок підвищення долі відновленої воднем залізної руди у доменній печі [5]. У рамках японського проекту COURSE50 вдування COG та RCOG було випробувано в експериментальній доменній печі [9]. Кінцевою метою досліджень було зниження викидів CO_2 на 30 %. Випробування включає у себе загальне відновлення за допомогою вуглецю та водню, яке поєднує різні процеси та є модельним процесом перетворення виробництво чавуну у доменній печі в ефективний, чистий та низьковуглецевий процес. Проект поділено на три етапи. Наразі завершено перший етап досліджень, який довів, що викиди CO_2 можна знизити майже на 10%. Другий етап проекту Super-COURSE50 зараз знаходиться у розробці. Мета третього етапу – розширення застосування процесу водневого відновлення до 2050 р.

В огляді [1] наведено посилання на ряд експериментальних досліджень з вдування водню у доменні печі, виконаних різними світовими металургійними компаніями. Так, китайська компанія Baowu Steel провела промисловий експеримент з збагаченим воднем вуглецевим доменним паливом, досягнувши зниження співвідношення палива на 45 кг/т чавуну та зниження викидів CO_2 на 30%. Німецька

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

компанія ThyssenKrupp Steel також офіційно запустила експеримент з виробництва водневого чавуну: доменна піч використовує частину водню замість вугілля для плавки, цим знижуючи викиди CO_2 на 20%. Центр водневої металургії Китайської групи науково-дослідних інститутів завершив НДДКР та промислове використання вдування водню в фурми двох доменних печей об'ємом 1860 м ^{3}, середнє паливне завантаження доменних печей знижено на 32 кг/т чавуну, а також були досягнуті економічні, соціальні, екологічні ефекти та ефекти зі скорочення викидів вуглецю. Завод ArcelorMittal у Бремені в Німеччині підготовлює водень через електролізер та вприскує його у доменну піч, що дозволяє досягти мети щодо зниження споживання вуглецю та викидів CO_2 в процесі виробництва чавуну. Крім того, у 2021 році завод ArcelorMittal в Астурії почав закачувати у доменну піч водень, який отримано з природного та коксового газу. Dillinger и Saaratahl Steel у Німеччині спільно розробили процес вдування коксового газу у доменну піч та планували вдувати чистий водень у дві доменні печі з метою зменшення викидів CO_2 на 40% до 2035 року. У той же час SSAB AB, POSCO, група HBIS, Jinghua risteel, Jianlong group, Jiuquan Iron and Steel Co., Ltd., Anshan Iron and Steel Co., Ltd., Baotou Iron and Steel Co., Ltd. та Шаньси. Zhongjin Steel Co., Ltd. також розробляють стратегію водневої енергетики. Приведені вище факти показують, що вчені та інженери повністю усвідомили необхідність та практичну цінність розробки технології виплавки чавуну з використанням водню у якості відновника.

Результати дослідження з вивчення характеру розподілу водню або водневмісних газів по перерізу печі та їх впливу на технологію доменної плавки. В роботі [4] відмічається, що вдування газу, збагаченого H_2, у фурми до сих пір не отримало широкого застосування, частково через відсутність розуміння його впливу на процес та внутрішній стан печі З метою встановлення особливостей поведінки водню у доменній печі вченими провадяться багаточисленні дослідження.

Дослідження з вивчення характеру розподілу водню або водневмісних газів по перерізу печі та їх впливу на технологію доменної плавки можна класифікувати наступним чином:

- експериментальні дослідження на промислових об'єктах;
- дослідження на експериментальних доменних печах;
- чисельні дослідження за допомогою математичних моделей.

Експериментальні дослідження на промислових об'єктах. Найбільш повно аспекти доменної технології при вдуванні водневмісних газів, зокрема коксового, розглянуті в монографії [6], що

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

містить результати експериментальних досліджень, виконаних на ряді промислових об'єктів. Експериментальним дослідженням на промислових доменних печах передували виконані авторами монографії [6] розрахункові дослідження з метою вивчення особливостей впливу природного та коксового газу на показники доменної плавки. При цьому передбачено можливість підтримання заданого значення теоретичної температури горіння при варіюванні одним або декількома параметрами комбінованого дуття – вмісту кисню, температури дуття та витрати добавки дуття. Основні висновки, які зроблені авторами з використання коксового газу:

1. Приріст ступеня непрямого відновлення вдвічі менше, ніж за вдування природного газу та зменшується з підвищенням витрати коксового газу повільніше.

2. Теоретична температура горіння зменшується з підвищенням витрати коксового газу. Для підтримки її на заданому рівні потрібна добавка кисню або підвищення температури дуття. Тепловіддача коксового газу на порядок менша тепловіддачі природного газу. Коэффициент заміни коксу коксовим газом, у середньому, у 2,2 рази менший, ніж при заміні природним газом.

3. Приріст продуктивності становить 0,05%/м^3 без добавки кисню та 0,15%/м^3 при додаванні кисню 0,53%/% коксового газу.

4. Отримані розрахунком коефіцієнти заміни коксу та інші характеристики є теоретичними та можуть відрізнятися від фактичних у зв'язку з рядом умов, які не підлягають строгому розрахунку. Головним з цих умов є повнота перетворень деяких компонентів добавок (вуглеводнів та твердого вуглецю) біля фурм. Неповна газифікація цих компонентів приводить до відкладення твердих вуглецевих частинок з подальшим утворенням в'язких шлакових мас, які захаращують горн. Все це обмежує можливість збільшення витрати всіх дуттьових добавок.

Як відмічають автори, під керівництвом З.І. Некрасова раніше були проведені дослідні плавки з використанням суміші природного та коксового газів на комбінаті Запоріжсталь, в результаті яких встановлено, що при коефіцієнті заміни природного газу коксовим 2 м^3/м^3 спостерігається підвищення продуктивності печі на 3,4% та зниження витрати коксу на 1,2% [10]. Позитивні результати зумовлені більш рівним ходом печі та зниженням ступеня прямого відновлення за рахунок кращого протікання процесів у фурмених вогнищах.

Автори монографії [6] узагальнили досвід використання коксового газу на вітчизняних доменних печах. Аналіз використання коксового газу на печах Макіївського заводу із заміною природного газу коксовим у співвідношенні від 1:2 до 1:3 показав, що при заміні природного газу

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

коксовим підвищується порізність коксової насадки. Розпушуванню коксової насадки сприяє збагачення дуття киснем, а зменшенню порізності – підвищення температури дуття та витрати природного газу. Також в результаті досліджень встановлено, що при витраті коксового газу 283 м^3/т чавуну продуктивність зростає на 0,3%, при витраті 345 м^3/т чавуну на 0,7%. У той же час витрата коксу змінюється незначно, становлячи, відповідно, 478 и 445 кг/т чавуну при вихідному значенні 495 кг/т чавуну.

Представляє інтерес практика використання коксового газу на комбінаті Запоріжсталь. Дослідну плавку проводили на доменній печі об'ємом 1513 м^3, яка працювала з вдуванням природного газу на шихті, що містить 98 – 100 % офлюсованого агломерату. У першому етапі досліджень витрата коксового газу склала 7000 м^3/год. при зменшенні витрати природного газу від 8200 до 4000 м^3/год. Продуктивність печі зросла на 2,8%, а витрата коксу підвищилась на 1,3%, що пояснюється зниженням кількості відновлювачів у складі горнових газів в результаті недостатньої витрати коксового газу (для компенсації виведеного природного газу), а також скорочення приходу теплоти горіння вуглецю газів, що вдуваються. У другому періоді витрата коксового газу склала 8540 м^3/год., витрата природного газу зменшена з 7300 до 3300 м^3/год. Така заміна природного газу коксовим забезпечила підвищення у горнових газах кількості відновників. Підвищення виходу горнових газів супроводжувалося покращенням ходу печі. З'явилась можливість підвантаження периферійної зони та розвантаження осьової, що сприяло більш раціональному розподілу газів по перерізу печі. При цьому спостерігалося зниження перепаду тиску по висоті печі.

Як випливає з аналізу основних показників відновлюваної та теплової роботи газів, а також техніко-економічних показників роботи доменної печі №4 Запоріжсталі з вдуванням природного та коксового газів, ступінь прямого відновлення заліза знизилася з 36 до 32,9, температура колошникового газу зменшилася, а інтенсивність ходу печі збільшилася. Фактична продуктивність печі збільшилася, а витрата коксу зменшилася.

Зондування на доменних печах Запоріжсталі виконувалося для умов роботи печі з підвантаженою периферією та розвантаженою осьовою зоною, що сприяло раціональному розподілу газу по перерізу печі, стабільності ходу печі, зменшенню перепаду тиску та покращенню використання енергії газів. Результати зондування фурменої зони показали збільшення вмісту водню у центральній ділянці горна (рис. 1).

В результаті досліджень на промислових об'єктах було виявлено низьку стійкість повітряних фурм, викликану ерозією вузла введення коксового газу під впливом високого вмісту сірки в коксовому газі, що

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

потребувало удосконалень вузла введення дуттьової добавки. На доменних печах Макіївського заводу Інститутом чорної металургії було реалізовано заходи, що забезпечують підвищення стійкості фурм для умов вдування коксового газу:

- вибір захисного покриття внутрішньої склянки фурми, стійкого до коксового газу;
- розробка конструкції вузла введення газу, який забезпечує виведення факелу горіння за межі фурми.

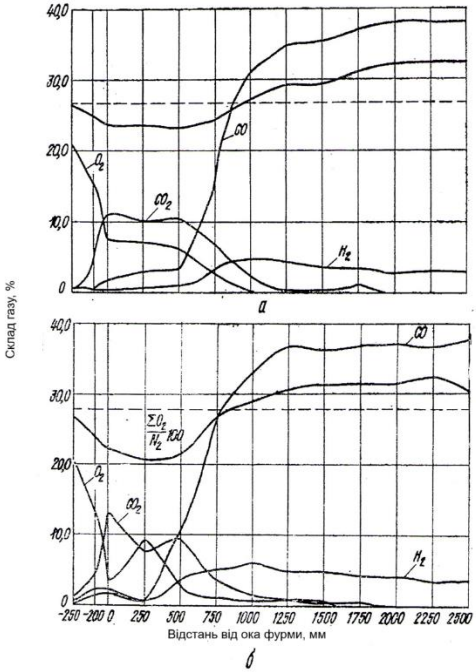


Рисунок 1- Склад газу за радіусом горна: а – порівняльний період; б– дослідний період

Дослідження особливості технології доменної плавки при заміні природного газу коксовим виконані на ДП Макіївки. Початкова витрата коксового газу була встановлена 4000 м^3/год, природного – 6000, потім витрату коксового газу довели до 8000, при цьому природного скоротив до 4000. Через 5 діб природний газ відключили та перевели роботу печі на коксовий газ, довівши його витрату до 18000 м^3/год. Тривала робота декількох печей підтвердила висновки, отримані на дослідних плавках «Запоріжсталі»:

- еквівалентна заміна природного газу коксовим з точки зору

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

збереження сталості теплового стану та газодинаміки печі близька до 1:2;

- при дотриманні такої заміни рудне навантаження зберігається або дещо збільшується;

- через зменшення витрати дуття на неповне горіння при заміні природного газу коксовим у співвідношенні 1:2 з'являється можливість при збереженні того ж перепаду збільшити витрати дуття на 60 – 100 м^3/год.

Подальше удосконалення технології проводилося у напрямку збільшення витрати коксового газу з доведенням коефіцієнту заміни природного газу коксовим до 2,5 – 3 м^3/м^3. При такій заміні економія коксу зростала, дещо збільшився і приріст продуктивності.

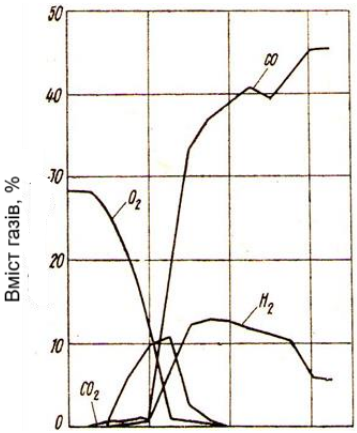
При всіх режимах заміна природного газу коксовим сприяла активізації роботи фурмених вогнищ. Однією з причин цього є підвищення порізності насадки в результаті збільшення швидкості опускання коксу у фурмені вогнища та відповідного підвищення градієнту швидкості руху коксу в об'ємі горна. Для визначення інших причин активізації роботи фурмених вогнищ виконані дослідження шляхом відбору проб газу по радіусу горна за допомогою зондів, що охолоджуються..

Всього на ДП №5 було виконано 20 зондувань по радіусу горна з відбором проб газу у трьох режимах плавки: 1 з використанням коксового газу, 2 з використанням природного газу, 3 – на атмосферному дутті. На рис. 2 а – в представлені криві зміни вмісту компонентів горнового газу за радіусом печі. Протяжність окислювальної зони у всіх трьох періодах практично однакова Суттєві відмінності спостерігаються у характері розподілу водню за радіусом горна. При атмосферному дутті без вмісту вуглеводнів вміст водню у горновому газі невеликий (1,0 – 1,5%), однак глибина його проникнення висока (рис. 2). При роботі з природним газом загальний вміст водню перевищує 15% в окремих точках. У фокусі горіння він досягає 11%, збільшуючись за межами окислювальної зони до 17, 2%, а потім знижуючись до центру горна до 1,1%. Для роботи з використанням коксового газу (рис. 2 а) характерно повільніше порівняно з природним газом наростання вмісту водню на початку окислювальної зони з подальшим збільшенням його за межами цієї зони та більш плавним зниженням до центру горна у порівнянні з роботою на природном газі. Вміст водню у точці, відділеної на 3,25 м від торця фурми, складає 5,8%, що більше на 4,7% ніж у випадку природного газа.

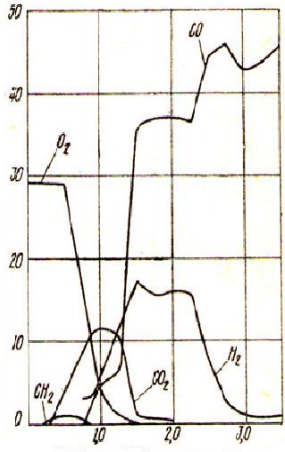
Пояснювання характеру окислювальної зони при вдуванні вуглецевмісних добавок дано у роботі З. І. Некрасова та Ф. М. Москаліни [11], де показано, що регенерація водяної пари, що утворилася у фурм, відбувається повільніше, ніж діоксиду вуглецю,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

внаслідок чого збільшується протяжність окислювальної зони з відповідним поширенням вологи та вуглецю вглиб горна. При подачі коксового газу в піч окислення його у фурм відбувається більш інтенсивно, ніж природного внаслідок наявності в ньому вільного водню та окису вуглецю. З цієї причини вміст водню у початку окислювальної зони при вдуванні коксового газу значно нижчий, ніж при природному газі, а за межами окислювальної зони, особливо у центрі горна – вище.

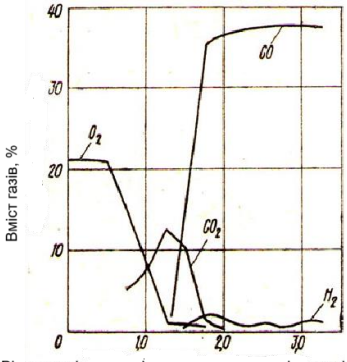


(а)



Відстань від торця фурми до центру печі по радіусу, м

(б)



Відстань від торця фурми до центру печі по радіусу, м

(в)

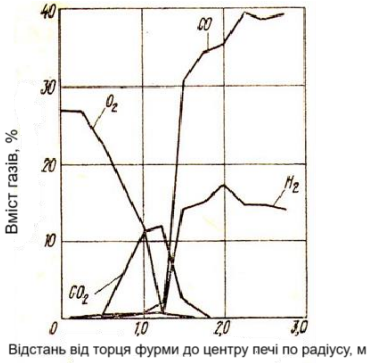
Рисунок 2 – Хімічний склад горнового газу при вдуванні в горн печі № 5:

а – коксового газу (витрата коксового газу – 26 000м^3/год; витрата дуття – 2120 м^3/хв; вміст кисню у дутті – 28,2%; температура дуття – 900ºС);

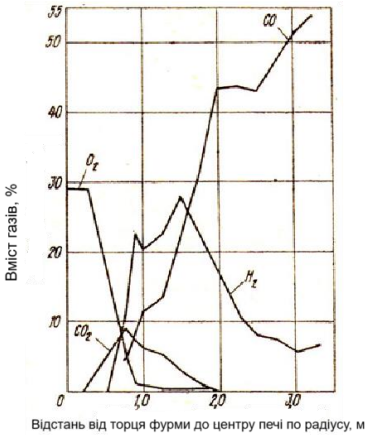
б – природного газу (витрата природного газу – 12 000 м^3/год; витрата дуття – 2100 м^3/хв; вміст кисню у дутті – 29%; температура дуття – 100ºС); *в* – при роботі печі на атмосферному дутті без вдування відновлювальних газів (витрата дуття – 2200 м^3/хв; вміст кисню у дутті – 21,5%; температура дуття – 800ºС)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

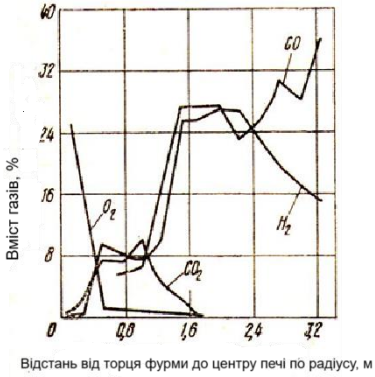
Збільшення витрати коксового газу до 27000 м^3/год при деякому зменшенні витрати дуття та вмісту в ньому кисню призводить до підвищення максимального вмісту водню в газі з 12,6 до 17,4% та зміщення цієї точки до центру печі (рис. 2 а, 3 а).



(а)



(б)



(в)

Рисунок 3 – Хімічний склад горнового газу при вдуванні в горн коксового газу:

а – витрата коксового газу – 27000 м^3/год; витрата дуття – 2050 м^3/хв; вміст кисню у дутті – 27%; температура дуття – 900ºС;

б – витрата коксового газу – 27 500 м^3/год; витрата дуття – 2250 м^3/хв; вміст кисню у дутті – 29%; температура дуття – 900ºС);

в – витрата коксового газу – 27 000 м^3/год; витрата дуття – 2500 м^3/хв; вміст кисню у дутті – 26%; температура дуття – 1030ºС)

Дослідження показали, що збільшення витрат дуття та коксового газу зсуває процеси виділення водню та перенесення кисню за допомогою парів вологи у бік центру печі, що сприяє покращенню протікання теплообмінних процесів у горні та газодинамічних умов в печі. В цьому же напрямі діє чинник виведення струменя коксового газу до осі потоку дуття.

З'ясування закономірностей роботи фурмених вогнищ при заміні природного газу коксовим дозволили виробити напрямки

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

удосконалення технології. Насамперед активізація роботи фурмених вогнищ, стабілізуючи хід процесу, сприяла створенню умов для кращого використання газів шляхом підвантаження периферії. Одночасно було зменшено діаметр фурм для підвищення швидкості витоку дуттьового потоку з метою переміщення зони інтенсивного горіння коксового газу вглиб фурменого вогнища.

Підвищення порізності коксової насадки при заміні природного газу коксовим відкрило можливість варіювання роботи фурмених вогнищ на різних доменних печах цеху. Оскільки збільшення температури дуття зменшує порізність коксової насадки, і збагачення дуття киснем збільшує її було прийнято рішення використовувати коксовий газ більшою мірою на печах з високою температурою дуття.

Використання коксового газу як вуглеводневмісної добавки забезпечує прискорений прогрів шихти шляхом скорочення витрати тепла в 3,5 – 4 рази на розкладання вуглеводнів за рахунок додаткового тепла від взаємодії водню коксового газу з киснем дуття та за рахунок використання максимального нагрівання дуття, що дозволяє додатково економити кокс.

При цьому водень коксового газу взаємодіє з киснем дуття та продукти цієї реакції відносяться струменем дуття за межи окислювальної зони. Ця взаємодія забезпечує зниження об'єму горнових газів на величину, рівну кількості пов'язаного в пари води кисню дуття, що дозволяє плавно збільшувати об'єм дуття на таку ж величину, причому перенесення продуктів цієї взаємодії (парів води) у серединні та осьові ділянки печі та їх взаємодія з вуглецем коксу забезпечує більш активне, ніж у разі використання природного газу розпушення коксової насадки.

Представлені у монографії [6] результати експериментальних досліджень використання коксового газу в доменних печах, виконані на промислових об'єктах, є найбільш змістовними з відомих та можуть бути основою для подальших досліджень в цьому напрямку.

Дослідження на експериментальних доменних печах. Перші дослідження в рамках проекту COURSE50 були виконані на експериментальній доменній печі, яка розташована в Лулео, що належить LKAB (Luossavaara-Kiirunavaara Aktiebolag) – шведській гірничодобувній компанії [9]. Основними завданнями експериментальних досліджень стала оцінка можливості заміни коксу та вугілля у якості відновників у доменній печі газом з високим вмістом H_2 у вигляді COG або реформованого COG.

Робочий об'єм експериментальної доменної печі LKAB складає 9,0 м^3, діаметр колошнику та діаметр горну - 1,0 м и 1,4 м, відповідно.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Піч оснащена трьома дуттьовими фурмами, безконусною системою завантаження шихти, бункерами для руди та коксу, системою вдування. Температура гарячого дуття може досягати 1200°С. Піч оснащена двома горизонтальними зондами – верхнім та нижнім, за допомогою яких вимірюють температури та розподіл матеріалів. Рівні шихти, верхньої шахтної фурми, нижньої шахтної фурми та дуття складають 7,65 м, 6,20 м, 4,19 м та 1,95 м від рівня горну, відповідно А рівень верхнього шахтного зонду та нижнього шахтного зонду складає 6,75 м та 5,35 м від рівня горну, відповідно.

В ході досліджень COG подавався за допомогою дуттьових фурм, а RCOG – за допомогою трьох нижніх шахтних фурм, розташованих на висоті 2,24 м над дуттьовими фурмами. Склад газу COG становив 57% H_2 -31,3% CH_4 -11,7% N_2, а його витрата склала 100 $Нм^3$ /т чавуну (150 $Нм^3$ /год). Інжектувалися два види газового складу для RCOG: 77,9% H_2 -22,1% N_2 та 77,9% H_2 -10% CO-12,1% N_2. Витрата RCOG на першому етапі операції склала 150 $Нм^3$ /т чавуну (225 $Нм^3$ /год) з сумішей газів 77,9% H_2 -22,1% N_2, потім витрата була збільшена до 200 $Нм^3$ /т чавуну (300 $нм^3$ /год) та додавали CO.

У таблиці 1 показані експлуатаційні данні за базовий період вдування COG та період вдування RCOG (150 $Нм^3$ /т чавуну).

Таблиця 1 – Експлуатаційні данні за періоди вдування COG и RCOG

Показник	Розмірність	Базовий період	Вдування COG	Вдування RCOG
Виробництво	т/д	36,0	36,5	36,3
Витрата коксу	кг/т чавуну	450	432	435
Витрата ПВП	кг/т чавуну	130	123	128
Витрата COG, що вдувається	кг/т чавуну	0	99	0
Витрата RCOG, що вдувається	кг/т чавуну	0	0	149
Збагачення O_2	%	5,9	7,8	6,9
Теоретична температура горіння	°С	2218	2202	2243
η_{CO}	%	42,2	40,7	41,5
η_{H2}	%	38,2	42,2	34,6

Як випливає з розгляду таблиці витрата коксу та витрата відновника знизились як в період вдування COG, так і в період вдування RCOG. Ефективність використання газу CO (η_{CO}) знизилася як у періоді вдування COG, так і в періоді вдування RCOG. Ефективність використання газу H_2 (η_{H2}) збільшилася в період вдування COG та

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

знизилася у період вдування RCOG.

За допомогою модифікованої моделі RIST авторами було розраховано масовий та тепловий баланс між вхідними та вихідними умовами. Також був розрахований баланс прямого та непрямого відновлення. Як показали результати розрахунків у порівнянні з базовим періодом ступінь відновлення H_2 збільшилася, у той час як ступінь прямого відновлення С та СО знизилася у обох періодах вдування.

В роботі [9] представлені також результати вимірювання радіального розподілу газу, що вдувається, глибину проникнення якого визначали за допомогою нижнього шахтного зонду над шахтною фурмою. Радіальний розподіл концентрації H_2, що вимірювався верхнім та нижнім шахтним зондом, показано на рис. 4 и 5 (COG або RCOG вводили з лівої сторони). Як випливає з розгляду рисунків, концентрація H_2 у центрі є найвищою та найнижчою поблизу стінки печі як у базовому періоді, так і у періоді вдування COG. Розподіл концентрації H_2 у періоді вдування COG був більш рівномірний, ніж у контрольний період. З іншої сторони, у період вдування RCOG концентрація H_2 була високою тільки поблизу шахтної фурми.

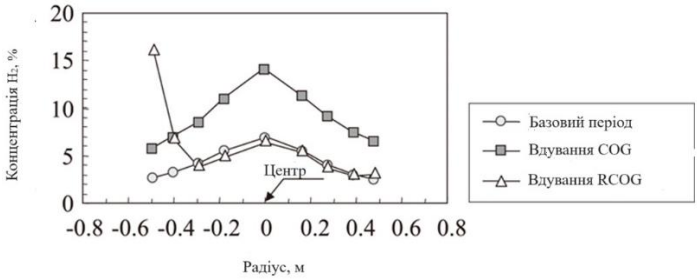


Рисунок 4 – Радіальний розподіл концентрації H_2 в газі, виміряний верхнім зондом

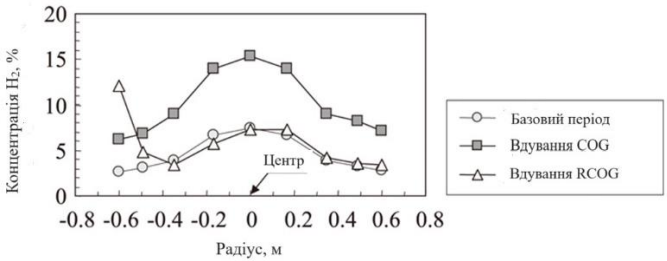


Рисунок 5 - Радіальний розподіл концентрації H_2 в газі, виміряний нижнім зондом

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

За результатами експериментальних досліджень автори зробили висновок, що надходження С як у періоди вдування COG, так і RCOG зменшилося в порівнянні з базовим періодом через збільшення відновлення H_2 замість прямого відновлення С. Однак мала глибина проникнення інжектуємого газу з шахтної фурми погіршувала ефективність печі.

Відомі також виконані в останні роки в рамках проекту COURSE50 дослідження на експериментальній доменній печі об'ємом 12 м^3, результати яких представлені в роботі [2]. У якості об'єкту досліджень використана експериментальна доменна піч з однією льоткою та трьома фурмами, яка оснащена безконусним завантажувальним пристроєм. При виконанні досліджень у піч вдувався водневмісний газоподібний відновник, а також подавалося пиловугільне паливо.

У ході досліджень виконані вимірювання розподілу концентрації CO та H_2 у трьох, розташованих на різній висоті поперечних перерізах доменної печі. Паралельно з експериментальними дослідженнями авторами виконані розрахункові дослідження за допомогою математичної моделі. Результати цих вимірювань, а також результати, отримані за допомогою математичної моделі, представлені на рис. 6. Як випливає з аналізу рис. 6 результати розрахунків практично збіглися з виміряними.

Також у ході досліджень за допомогою вертикального зонду вимірювалася концентрація CO та H_2 по висоті печі. Зміни концентрації газів по висоті печі, отримані за результатами вимірів за допомогою зонду, узгоджуються з результатами моделювання (рис. 7).

Метою проведення експлуатаційних досліджень була оцінка впливу водневмісного газу, який вдувався у доменну піч, на викиди CO_2. Зіставлення результатів моделювання та експериментальних досліджень показало, що математична модель з досить високою точністю дозволяє прогнозувати викиди CO_2. В результате моделирования отримано, що вдування водневмісного газу дозволяє зменшити викиди CO_2 на 12% при максимальній витраті водню, що вдувається – 277 нм^3/т чавуну.

Проведення випробувань на експериментальних та промислових печах утруднюється через їх високі витрати. Крім того, в ході проведення цих досліджень можливо контролювати обмежену кількість параметрів. Умови доменної плавки не дозволяють проводити експериментальні дослідження з визначенням параметрів, які характеризують її внутрішній стан. У зв'язку з цим, дослідники, зокрема, автори статті [4] віддають перевагу математичному моделюванню.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

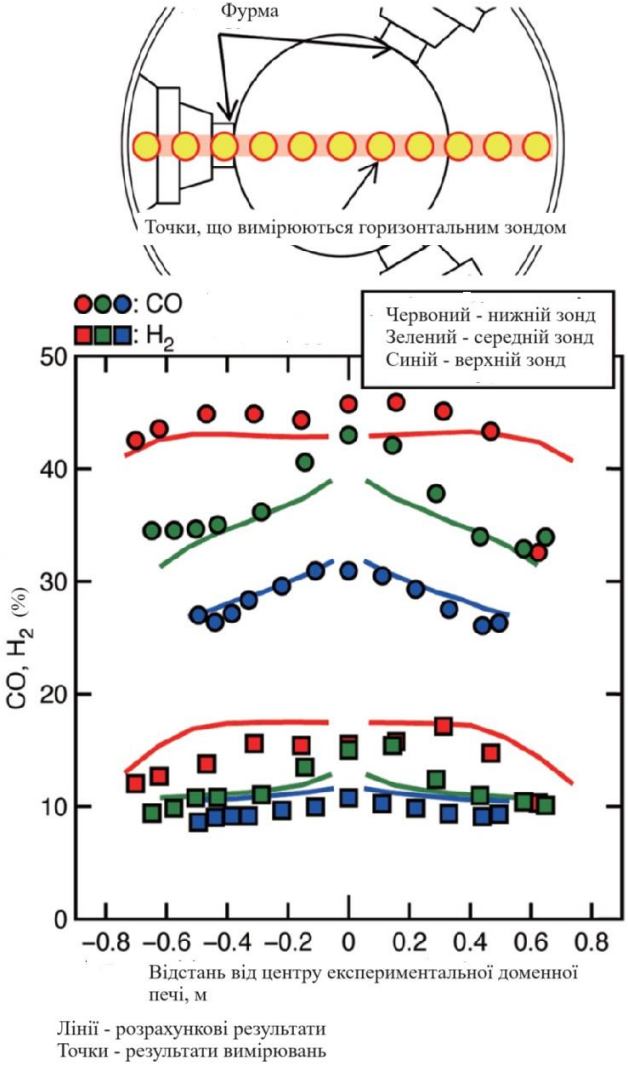


Рисунок 6 – Приклад порівняння концентрацій CO та H_2, виміряними за допомогою горизонтальних зондів, з розрахунковими значеннями

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

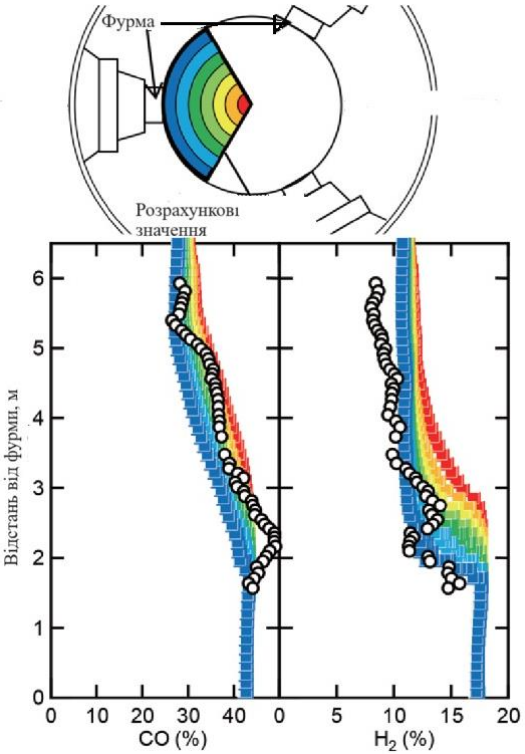


Рисунок 7 – Приклад порівняння концентрації CO та H_2, виміряних за допомогою вертикального зонда, з розрахунковими значеннями

Чисельні дослідження за допомогою математичних моделей

Значний об'єм досліджень поведінки водню у доменній печі та встановлення особливостей його впливу на продуктивність печі, витрату коксу та ступінь використання виконані різними вченими за допомогою математичних моделей.

Як показано в роботі [12] при оцінці вдування водню у доменну піч використовується підхід Nogami та інш. [13], що передбачає підтримку високої швидкості подачі тепла у нижню зону майже постійною за рахунок постійної витрати газу та теоретичної температури горіння (ТТГ), що зазвичай досягається шляхом регулювання збагачення киснем та витратою потоку дуття [14 - 17]. Було показано, що підтримка цього стану при вдуванні водню збільшує продуктивність та знижує

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

температуру колошникового газу. Tang та інш. [14] пояснили ці зміни зменшенням часу перебування та збільшенням збагачення киснем, що дозволяє спалювати більше коксу та, тим самим, ітенсифікувати опускання шихти в печі. При оцінці подачі ненагрітого водню в умовах обмежень Castro та співавтори [16] визначили, що 20,25 кг-H_2/т чавуну замінює 27 кг коксу/т чавуну, а Tang та інш. [18] визначили, що 10,8 кг-H_2/т чавуну замінює 45 кг коксу/т чавуну, що відповідає коефіцієнтам заміщення 1,3 и 4,2 кг-коксу/кг-H_2, відповідно. Sato та інш. [19] визначили максимальну витрату водню, що вдувається, яка склала 26 кг H_2/т чавуну при постійної ТТГ, замінює 66 кг коксу/т чавуну (коефіцієнт заміщення 2,5 кг коксу/кг H_2).

В роботі [12] авторами за допомогою комплексної моделі тепломасового балансу, яка адаптована до діючої доменної печі, показники роботи якої представляють базовий варіант, виконана оцінка експлуатаційних обмежень на вдування водню у доменну піч. Були змодельовані різні варіанти для забезпечення експлуатаційних порівнянь з різними обмеженнями моделі, які пов'язані з продуктивністю, витратою газу та заміною коксу пиловугільним паливом (ПВП). Крім цих обмежень була оцінена чутливість моделі до підвищення ефективності відновлення при вдуванні водню в доменну піч. Умови експлуатації доменної печі в базовому періоді показані у таблиці 2.

Таблиця 2 – Робочі параметри базового варіанту та при максимальному вдуванні водню для усіх варіантів

Параметр	**Базовий варіант**	**Варіант 1**	**Варіант 2**	**Варіант 3**	**Варіант 4**
Продуктивність т/добу	7748	7748	7195	7748	7748
Витрата водню, кг/т чавуну	0	19.54	18.82	18.98	14.29
Витрата коксу, кг/т чавуну	364	364	364	333	364
Витрата ПВП, кг/т чавуну	140	102.6	104.1	140	75.6
Кількість шлаку, кг/т чавуну	313	307	307	306	303
Витрата дуття, нм^3/т чавуну	899	790	802	720	888
Збагачення киснем, %	2.14	4.03	3.65	6.18	0.49
Температура колошникового газу, °С	138	119	119	118	118
Теоретична температура горіння, °С	2251	2051	2051	2050	2051

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Відомо, що вдування холодного водню знижує ТТГ, яку можна підтримувати за рахунок збагачення киснем. У зв'язку з цим у всіх досліджуваних періодах роботи печі були встановлена мінімальна температура колошникового газу на рівні 118°С, що перевищує точку роси газу, а мінімальна температура ТТГ була встановлена на 200°С нижче ТТГ базового варіанту (мінімум 2050°С).

Дослідження, які представлені в роботі [12], передбачали вирішення наступних завдань:

Визначення меж вдування водню.

На рисунку 8 показані зміни обмежених параметрів (температура колошникового газу та ТТГ) зі збільшенням витрати водню для варіантів 1, 2 та 3. Слід зазначити, що варіант 4 не показаний, оскільки він був розрахований тільки при максимально можливій витраті водню.

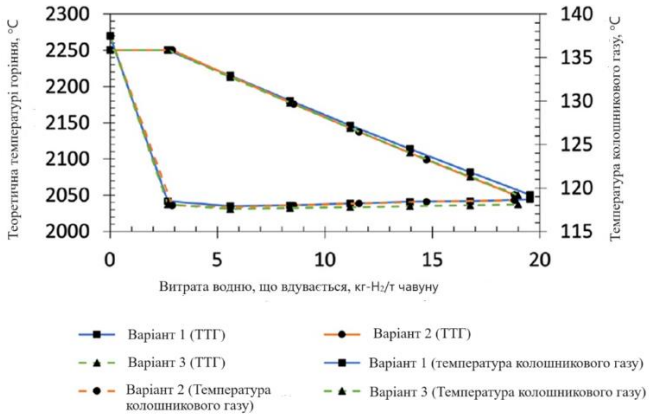


Рисунок 8 – Вплив підвищення витрати водню на обмежені параметри (температуру колошникового газу та ТТГ)

Як витікає з розгляду рис. 8 приблизно при 3 кг-H_2/т чавуну температура колошникового газу зменшується до обмеженої межи, яка дорівнює 118°С, у той час, як ТТГ підтримується постійною. При більшої витраті вдування водню ТТГ поступово зменшується до тих пір, поки, межу її падіння в 200°С не буде досягнуто, приблизно, при 19,5 кг-H_2 /т чавуну (варіант 1) та 19 кг-H_2/т чавуну (для варіантів 2 та 3). Таким чином, межа вдування водню відрізнялася між трьома варіантами тільки на 2,5%, при цьому максимальна витрата водню склала 19,5 кг-H_2/т чавуну у варіанті 1 при постійній продуктивності. Встановлена в цих дослідженнях межа 19,5 кг узгоджується з результатами Sato та інш. (2015), які показали, що витрата водню повинна складати менше 26 кг H_2/т чавуну.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

В таблиці 2 приведені робочі параметри усіх варіантів при максимальній витраті водню, що вдувається. Керуючі змінні параметри, на які не накладені обмеження, виділені сірим цвітом.

Умови гарячого дуття.

У якості впливів, які компенсують тепловій вплив водню, використані витрата гарячого дуття та збагачення киснем. В усіх варіантах при вдуванні водню менш ~3 кг-H_2/т чавуну, де ТТГ підтримується за рахунок збільшення збагачення киснем, видно, що загальний об'єм дуття зменшується, що призводить до зниження температури колошникового газу, як показано на рис. 8. По мірі збільшення кількості водню, що вдувається, коли ТТГ може зменшуватися (рис. 8), загальний об'єм інжектуємого газу збільшується. Таке збільшення загальної кількості газу, що вдувається, нейтралізує негативний вплив збагачення киснем на температуру колошникового газу.

Умови у горні.

В результаті досліджень встановлено, що коли ТТГ більше не підтримується за рахунок збагачення киснем, продуктивність знижується через збільшення питомої витрати газу. Це співвідношення означає, що для печей, які працюють ближче до температурних меж колошникового газу (і, таким чином, обмежених у використанні збагачення киснем), може бути важче підтримувати постійну продуктивність при вдуванні водню в міру збільшення витрати потоку газу. Однак варто зазначити, що вплив цього збільшення об'єму газу буде, принаймні, частково компенсовано зниженням щільності і в'язкості газу Крім цього, очікується, що вплив водню на розм'якшення та плавлення шихти покращить параметри пластичної зони. [20].

Заміна палива воднем.

Авторами також виконані дослідження з визначення можливості використання водню для заміни ПВП. Встановлено, що при умові підтримки постійної продуктивності печі максимальна витрата водню, що вдувається, склала 19,5 кг-H_2/т чавуну, замінюючи 37,2 кг-ПВП/т чавуну (коефіцієнт заміни 1,9 кг-ПУТ/кг-H_2) або 19 кг-H_2/т-чавуну, замінюючи 31 кг-коксу/т-чавуну (коефіцієнт заміни 1,64 кг-коксу/кг-H_2). Коефіцієнт заміни ПВП воднем виявився вище, ніж у коксу, на 9% в перерахунку на чистий вуглець.

В роботі [4] приведені результати виконаних за допомогою математичної моделі досліджень впливу водневмісного газу на доменний процес. Авторами проаналізовано результати чисельних досліджень вдування водню в фурму, які виконано різними вченими. Wang та інш. [21] вивчали доменний процес з вдуванням COG та рециркуляцією колошникового газу. При вдуванні COG в фурму ними

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

прогнозувалося потенційне зменшення викидів вуглецю на 6,5%. Li та інш. досліджували оптимальний розподіл рудного навантаження для доменного процесу з вдуванням COG. Liu та інш. досліджували вплив поєднання COG з завантаженням гарячої шихти на процес плавки. Показано, що вдування чистого H_2 супроводжується зниженням температури колошникового газу та перепаду тиску в печі. Переваги використання водню в доменній печі та його вплив на навколишнє середовище та викиди CO_2 представлено у дослідженнях, які виконано Tang та інш. [22]. Okosun та інш. [23] досліджували нестабільність процесу, яка викликана високою витратою H_2, що вдувається, та знижує теоретичну температуру горіння. У комплексному дослідженні вдування водню на рівні фурм Li та інш. [24] встановили оптимальну величину вмісту водню в газі на рівні 33,3%.

Дослідження різних технологій зниження викидів CO_2, які представлені в роботі [4], виконано авторами за допомогою розробленої в останній час двумірної осесиметричної математичної моделі доменної печі - модель BFinner. Модель описує перебіг, теплообмін та хімічні реакції як для газової, так і для твердої фази. В роботі [25] Baniasadi та інш. представили попередні результати моделювання. У статті [4] BFinner адаптована до експлуатаційних даних конкретного об'єкту – доменної печі Rogesa 5, яка експлуатується компанією Dillinger в Діллінгенє, Німеччина. Компанія вже почала свій шлях до декарбонізації, впровадив помірну кількість COG. Вибраний для досліджень період роботи печі вважався стабільним, оскільки умови експлуатації, такі як витрата дуття та продуктивність, залишалися практично постійними.

Підтвердженням достовірності моделі є зіставлення отриманих з її допомогою результатів з результатами вимірювань, виконаних за допомогою зондів, що вводяться в піч на відстані 5,5 м нижче за рівень засипу. На рис.9 прогнозований склад газу та температура по радіусу печі представлені разом із шістьма вимірами, виконаними через рівні проміжки часу протягом п'яти днів стабільного періоду. Як випливає з розгляду графіків загалом спостерігається близькість розрахункових та виміряних параметрів. Винятком є деяка їх розбіжність (рис. 9 (а)–(с)) для перших двох метрів радіусу печі (які становлять менше 15% від загального об'єму печі), які можуть бути пов'язані з неможливістю точного розрахунку розподілу шихти в осьовій зоні печі. З аналізу рис. 9 (б) видно, що максимальний вміст CO спостерігається в осі доменної печі через завантаження коксу в осьову зону. Під час руху до стінки CO знижується і поблизу неї дещо збільшується, що ймовірно, пов'язано з завантаженням в цю зону коксу – горіху. Характер зміни CO_2 має протилежну тенденцію. Для поведінки водню (рис. 9 (г)) характерно

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

більше відхилення розрахункових значень від виміряних, що може бути пов'язано з неточністю аналізу вмісту H_2. В цілому, як показали дослідження, модель дозволяє задовільно прогнозувати розподіл водню.

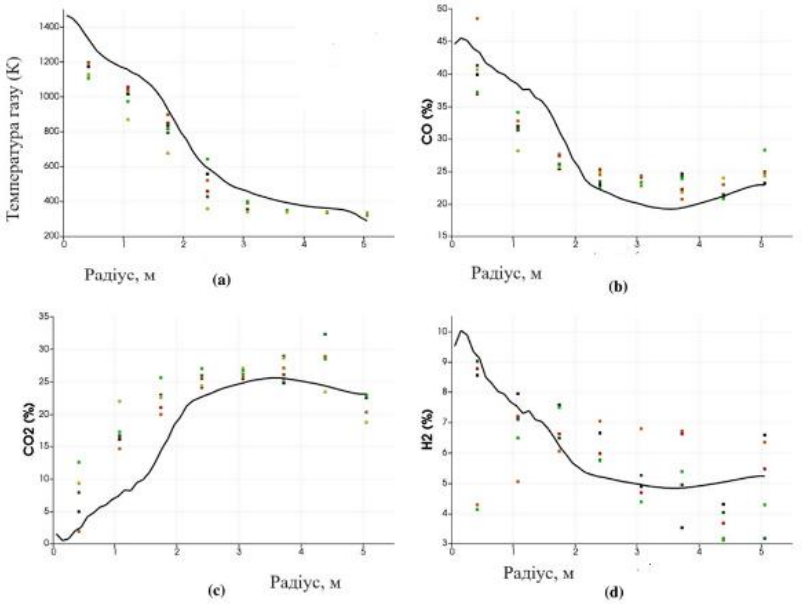


Рисунок 9 – Порівняння вимірювань у шарі по радіусу печі з прогнозованою поведінкою для: (*a*) температури газу, (*b*) CO, (*c*) CO_2 та (*d*) H_2

Приведений на рис. 9 d графік зміни H_2 по радіусу печі в вимірювальному перерізі свідчить про зменшення його від осі (де значення H_2 максимально) до стінки печі. Представлений авторами роботи характер зміни водню по радіусу печі є однією з альтернативних думок про характер розподілу водню в доменній печі.

Авторами також виконано дослідження при різному характері розподілу шихтових матеріалів на колошнику печі, який оцінюється по показнику об'ємної долі коксу у шихті (відношення коксу до суми коксу та руди у зонах колошнику). Відмінності у розподілу шихти показані на рис. 10, з яких видно, що для всіх досліджень характер зміни завантаження шихти ідентичний, за винятком варіанту інтенсивного вдування газу, збагаченого H_2, для якого об'ємна доля коксу зменшується.

Встановлено, що розподіл H_2 по радіусу відображає розподіл коксу в доменній печі – вищий вміст H_2 виявляється у центрі, де об'ємна доля

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

коксу максимальна (рис. 10). Потім вміст водню поступово знижується по радіусу з невеликою зміною тенденції поблизу стінки, оскільки в цю область завантажувався кокс – горіх. Як показано на рис. 10, об'ємна доля коксу нижче по усьому радіусу доменної печі для трьох нових процесів, що відображає зменшення витрати коксу. Це зниження збільшується до осі печі, що призводить до зниження газопроникності у цієї області та зменшенню висоти пластичної зони та швидкості газу у зрівнянні з поточним процесом.

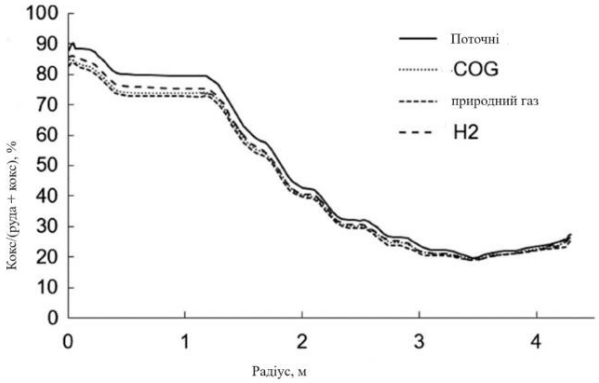


Рисунок 10 – Радіальна зміна об'ємної долі коксу в шихті для поточних процесів, COG, NG та H_2

На рис. 11, що ілюструє зміну розподілу газів при вдуванні водневмісних газів, показані профілі потоку газів та пластичної зони для різних досліджуваних варіантів. Східні гази, що вдуваються через фурми, рухаються вгору і проходять через коксові вікна пластичної зони, після чого повертаються на висхідну траєкторію. У нижній частині доменної печі, через тотерман (який характеризується низькою проникністю), швидкість газу зменшується.

Як видно з рис. 12, температура газу в значній частині пристінкової області верхньої частини доменної печі низька, що викликано випаровуванням вологи з шахти та меншою кількістю енергії, доступної у цій області через більш низьку витрату газу, яка викликана високим співвідношенням руди та коксу. Для випадків вдування водневмісних газів характерна та ж динаміка температури газу, але з меншими її значеннями. Причинами цього є менші об'єми газу і витрати коксу при незмінній продуктивності печі. Крім того, часткова заміна непрямого відновлення CO на непряме відновлення H_2 також зменшує температуру в печі. Відновлення вюститу H_2 є ендотермічною реакцією, а відновлення його CO - екзотермічною. Що стосується магнетиту,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

відновлення водню є більш ендотермічним, ніж відновлення монооксиду вуглецю. Гематит, відновлений CO, виділяє значну кількість тепла, тоді як відновлення H_2 в залежності від температури буде виділяти або споживати невелику кількість тепла.

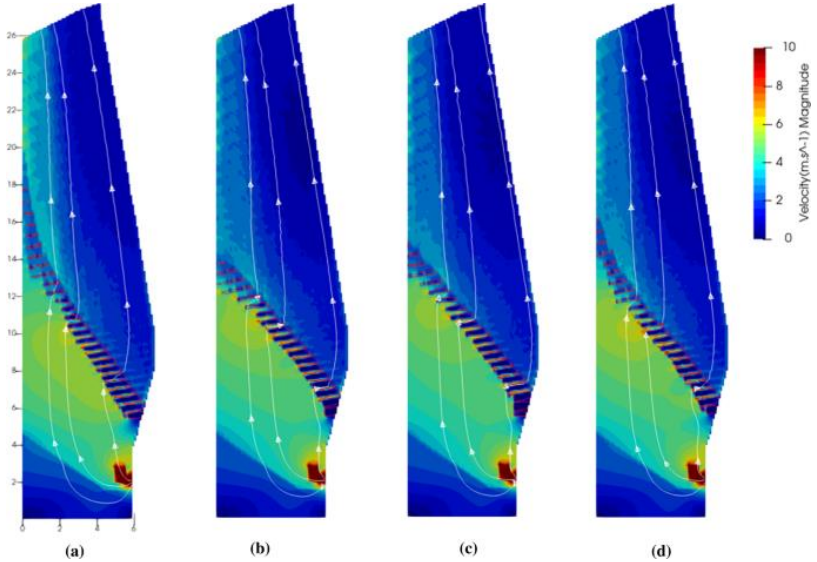


Рисунок 11 - Величина швидкості газу та профілі пластичної зони для поточних (*а*), COG (*б*), NG (*в*) та H_2 (*г*) процесів

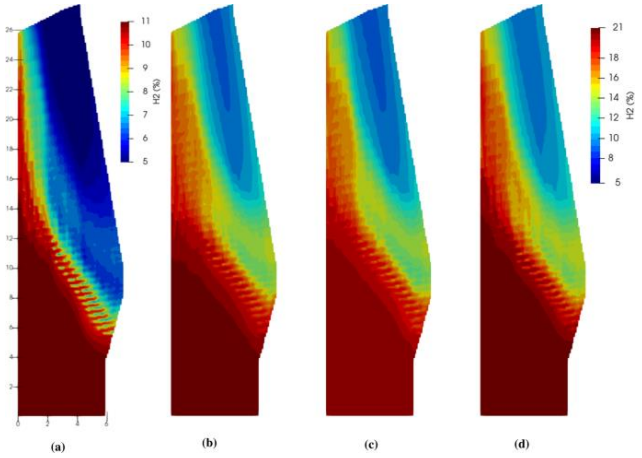


Рисунок 12 – Вміст водню для поточних (*а*), COG (*б*), NG (*в*) та H_2 (*г*) процесів

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Авторами статті прогнозується, що вдування COG та чистого H_2 в фурму дозволить зменшити викиди CO_2, відповідно, на 8 и 6 відсотків, у порівнянні з традиційним доменним процесом. Проте, на думку авторів зменшення викидів на 8% є недостатнім для досягнення екологічних цілей. Збільшення інтенсивності вдування водневмісних газів не дозволить вирішити цю задачу, оскільки температура колошникового газу повинна підтримуватися вище точки роси, а теоретичні температура горіння не може опускатися нижче за заданий поріг для гарного згоряння пиловугільного палива. Одним з можливих варіантів подальшого зменшення викидів автори вважають паралельне вдування водневмісних газів через повітряні фурми та в шахту доменної печі.

Заслуговують на увагу дослідження впливу вдування водню на процеси в доменній печі, результати яких представлені в роботі [24]. Як зазначено в роботі переваги, пов'язані з H_2, в порівнянні з традиційним відновним газом (CO) в доменній печі включають більш високий ступінь прямого відновлення, більш високий коефіцієнт дифузії, що забезпечує більш швидку доставку реагенту до місця реакції, більшу провідність, що полегшує міжфазний теплообмін, нижчу в'язкість та щільність, зниження тиску у стовпі шихти та екологічність. Однак, як відмічають автори роботи, існує ряд обмежень з використання великої витрати водню в доменній печі. Водень не може замінити увесь вуглець, оскільки певна кількість коксу потрібна для підтримки відповідної проникності печі. Крім того, відновлення оксидів заліза воднем представляє собою ендотермічну реакцію, проведення якої потребує додаткового тепла. З цього витікає, що повинна існувати межа використання водню в доменній печі.

У статті представлені результати чисельного дослідження впливу збагачення дуття воднем на внутрішній стан та загальну продуктивність промислової доменної печі об'ємом 380 м^3 за допомогою трьохмірної 3D CFD моделі доменного процесу. При цьому вміст водню варіювався від 3% до 49,5%, а температура чавуну, об'єм горнового газу та теоретична температура залишалися постійними. Чисельні результати (рис. 13) вказують, що зі збільшенням збагачення воднем витрата коксу спочатку знижується до мінімуму, а потім збільшується, при цьому продуктивність збільшується, а потім зменшується. Авторами показано, що збільшення збагачення воднем підсилює непряме відновлення H_2 та ускладнює реакцію розчинення вуглецю. Однак це також знижує ступінь непрямого відновлення CO, який більш значний, ніж ступінь прямого відновлення H_2 в умовах, що розглядаються. Крім того, збагачення воднем вимагає додаткового спалювання коксу, щоб компенсувати тепло від зниження витрати гарячого дуття. Як вважають

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

автори, загалом, збагачення воднем підвищує енергоефективність доменної печі.

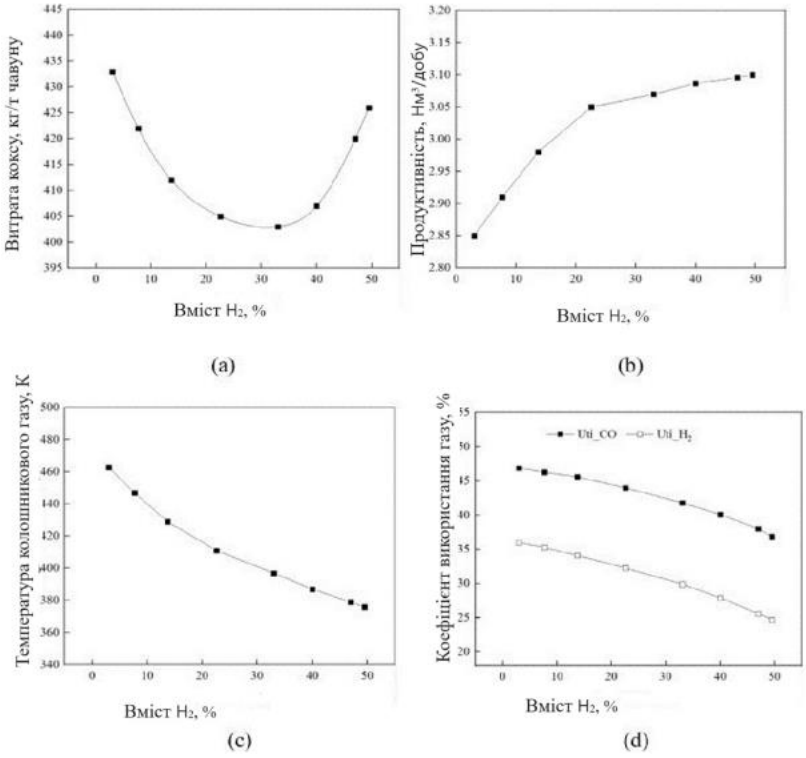


Рисунок 13 – Мінімальна витрата коксу при інтенсифікації збагачення воднем

В роботі [26] авторами виконано чисельне моделювання роботи доменної печі з вдуванням водню через фурму. Моделювання проводилося в умовах постійної витрати горнового газу, теоретичної температури горіння та температури чавуну. Результати моделювання, які представлені на рис. 14 a, показали, що збільшення кількості водню, що вдувається, призводить до зниження температури колошникового газу та уповільнює відновлення оксиду заліза, особливо магнетиту. Зі збільшенням витрати водню, що вдувається, продуктивність печі збільшується (рис. 14 b). Вдування водню значно знизило витрату коксу, що негативно позначилося на газопроникності стовпа шихти, проте, незважаючи на це втрати тиску в печі зменшилися.

Результати емпіричних досліджень впливу водню на показники доменної плавки, які виконано за допомогою математичної моделі,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

представлені у звіті консалтінгової компанії Cassotis Consulting [27]. Дослідження показали, що кожен кілограм спожитого H_2 замінює близько 3,9 кілограмів коксу. На рисунку 15 показано вплив водню на витрату палива та викиди CO_2.

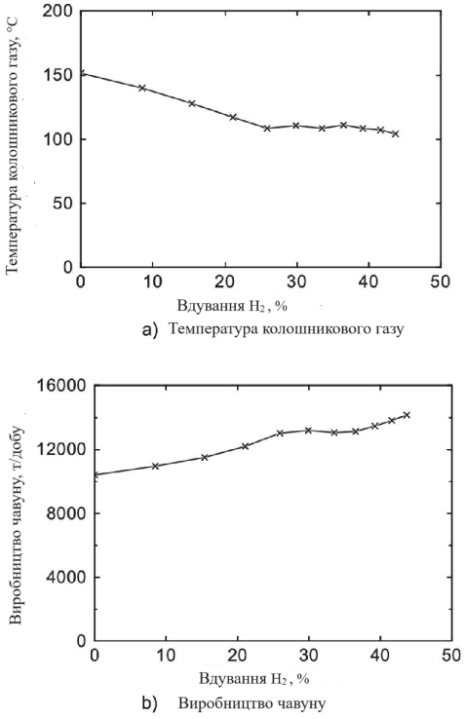


Рисунок 14 – Вплив витрати водню на продуктивність печі та температуру колошникового газу

У звіті також розглядається вплив водню на ступінь використання CO и H_2 (рис. 16), теоретичну температуру горіння (рис. 17) та на продуктивність доменної печі (рис. 18). Збільшення витрати H_2 збільшує зниження CO (що означає, що вуглець краще використовується), а також продуктивність доменної печі. Однак при цьому зменшується непряме відновленні H_2, теоретична температура горіння та проникність (за рахунок зниження витрати коксу). Саме теоретичні температура та проникність лімітують збільшення витрат водню, що вдувається.

З метою підвищення ефективності вдування водню в доменні печі рядом вчених виконано дослідження впливу спільного вдування водню через фурму та в шахту доменної печі. Як показано в роботі [8], на відміну від зменшеного температурного поля, яке спостерігалося після

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

подачі H_2 через фурми, термічні умови поблизу точок подачі водню у шахту печі покращуються. Це є слідством того, що різні схеми подачі водню у доменну піч можуть викликати різні внутрішньопічні явища, які потребують подальшого вивчення.

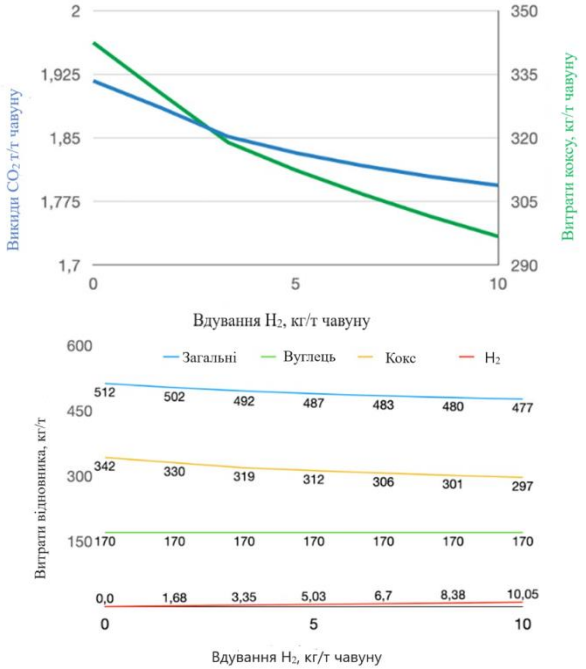


Рисунок 15 – Вплив водню на витрату палива та викиди CO_2

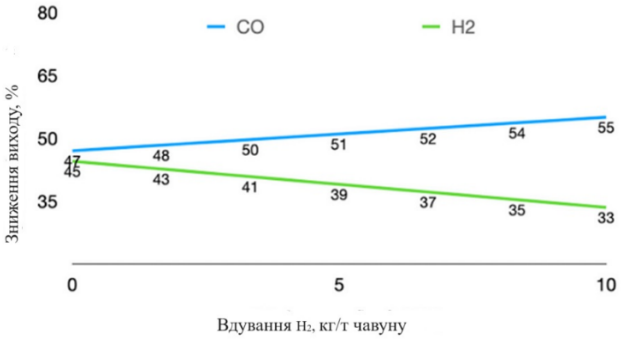


Рисунок 16 – Зниження виходу H_2 та CO

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

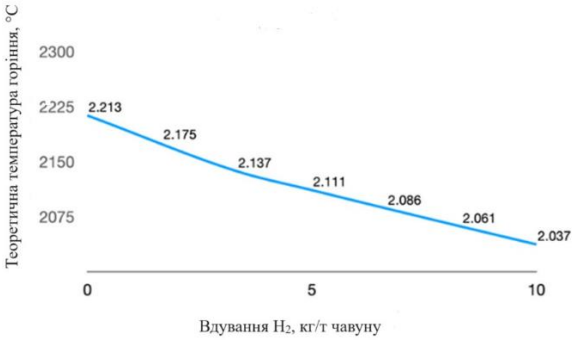


Рисунок 17 – Вплив витрати H_2 на теоретичну температуру горіння



Рисунок 18 – Вплив витрати H_2 на продуктивність печі

Аналізуючи результати досліджень, виконані різними вченими з впливу водню на процес плавки, автори відмічають відмінність кількості вдуваного H_2 в різних дослідженнях, що змінюється, приблизно, від 10 до 60 кг-H_2 /т чавуну, а коефіцієнт заміщення вуглецю коливається приблизно від 0,1 до 4 кг-С/кг-H_2. На думку дослідників кількість H_2, що вдувається, та коксу повинні відповідати певним вимогам для забезпечення достатньої теплової енергії відновлюючого газу та проникної структури стовпа шихти. Наприклад, на думку Nogami найменша витрата коксу складає 266,7 кг/т чавуну в доменній печі, яка одночасно використовує CO та H_2, беручі до уваги обмеження рівноваги та теплові вимоги для виробництва чавуну та розплавленого шлаку. Li та інш. встановили, що мінімальна витрата коксу становить приблизно 403 кг/т чавуну, при цьому вміст H_2 у горновому газі складає 33%. Це показує, що різні схеми роботи можуть мати різні необхідні значення витрати коксу і коефіцієнти його заміщення. На думку авторів

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

необхідне подальше вивчення зміни витрати коксу при подачі H_2 через фурми та шахту печі.

У дослідженнях, представлених в [8], для вивчення впливу запропонованого одночасного вдування H_2 через фурму та шахту на роботу доменної печі з точки зору внутрипічних процесів та загальної продуктивності доменної печі отримала подальший розвиток багаторідинна математична модель, яка враховує шари шихти, утворені в результаті її завантаження в піч. Розроблено декілька схем спільного вдування, включаючи вдування через фурму, в шахту та декілька випадків спільного вдування з варіюванням витрати H_2, який вдувається в фурму (при цьому загальна кількість H_2 підтримується на рівні умов доменної печі промислового масштабу). Досліджуються внутріпічні явища, які включають температурне поле, швидкість відновлення H_2 та CO, вміст пари та взаємопов'язане використання CO та H_2, їх вплив на продуктивність доменної печі, включаючи витрату коксу, температуру колошника та т.п. Авторами статті підкреслюється необхідність проведення подальших досліджень з вивчення впливу спільної подачі водню через фурми та в шахту доменної печі на процес плавки.

Автори роботи [20] представили результати досліджень, які виконано в межах японського національного проекту з скорочення викидів CO_2 (COURSE50). Зокрема, однією з технологій проекту є використання реформованого коксового газу (COG), який має високу концентрацію H_2. Як показано в роботі, відновлення H_2 може замінити відновлення CO в доменних печах, хоча воно є ендотермічною реакцією, яка викликає дефіцит тепла та гранулометричний розпад аглоруди через утворення низькотемпературної терморезервної зони у шахті. Більш того, через більш високу швидкість реакції відновлення H_2, у порівнянні з відновленням CO, можна очікувати досягнення більш високого непрямого відновлення, що призведе до більш низького прямого відновлення. На думку авторів, оскільки H_2 має менший потенціал відновлення у нижній частині доменної печі, вдування H_2 через допоміжні фурми у нижній частині шахти є найбільш привабливим методом отримання максимального непрямого відновлення.

Особливої уваги заслуговують дослідження впливу розподілу шихти, показником якого є рудне навантаження на колошнику доменної печі, на процес плавки з використанням у дутті водневмісних газів.

Як показано в роботі [7] корегування розподілу рудного навантаження є звичайною операцією зі зміни розподілу газу для досягнення необхідної продуктивності доменної печі. Виконав аналіз відомих методів експериментального визначення рудного

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

навантаження та встановлення його впливу на продуктивність доменної печі, автори роботи резюмують, що для вирішення цього завдання єдиним виходом є використання чисельних (математичних) моделей. Проаналізував відомі моделі визначення рудного навантаження на колошнику печі, автори роблять висновок, що більшість з них засновано на методі дискретних елементів (DEM), який потребує значних витрат часу при моделюванні промислових об'єктів.

З метою вивчення впливу характеру розподілу рудного навантаження на продуктивність печі використовується комбінований підхід - DEM та CFD (обчислювальна гідродинаміка). Така комбінація двох моделей дозволяє досліджувати нові процеси в доменній печі, зокрема, з використанням у дутті водню. Наприклад, Nogami та інш. [26] прийнята модель процесу CFD для дослідження доменної печі, яка працює зі змінним від 0 до 43,7 % збагаченням воднем, який вдувається через подові фурми. З використанням тієї ж моделі Tang та інш. [11] виявили вплив вдування водню зі збагаченням його до 15,23%. Chu та інш. [28] порівняли подачу водневмісних матеріалів (вдування природного газу та пластикових відходів) з повністю коксовими операціями. Li та інш. [29] оцінили вплив вдування реформованого коксового газу (RCOG), завантаження гарячої шихти та їх комбінації на продуктивність доменної печі з використанням 2D-моделі процесу. З використанням аналогічної моделі Yu та Shen [30] досліджували вплив подачі чистого водню в шахту печі на її продуктивність.

Автори роботи [7] удосконалили свою трьохмірну (3D) CFD модель для моделювання доменного процесу, який передбачує вдування від 3 до 49,5% водню через фурми [24]. Як показали результати чисельних досліджень зі збільшенням збагачення воднем витрата коксу знижається до мінімуму, потім збільшується, при цьому продуктивність збільшується, а потім сповільнюється. Таким чином, на думку авторів, оптимальне збагачення воднем визначається по мінімальної витраті коксу.

Особливу увагу автори приділили дослідженню впливу розподілу шихти на глибину проникнення у стовп шихти водню, що вдувається в шахту печі, а також ефективність використання водню в печі. Зокрема, в роботі [7] приведені дослідження за допомогою 3D-моделі процесу, яка заснована на обчислювальній гідродинаміці (CFD), впливу периферійної віддушини на термохімічні процеси та продуктивність доменної печі, яка працює з вдуванням водню, як у шахту, так і в повітряні фурми. Віддушина – це область перерізу колошнику, яка має кращу газопроникність шару у зв'язку з підвищеним вмістом коксу. При виконанні досліджень приймалося, що розподіл шихтових матеріалів на колошнику відповідає осьовому ходу доменної печі. На рис. 19

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

представлений графік, який ілюструє розподіл рудного навантаження при різних значеннях периферійної віддушини. Авторами умовно периферійна віддушина позначена параметром POE, негативні значення якого відповідають завантаженню великої кількості руди в периферійну зону печі, а позитивні – більшої кількості коксу. Зміни в межах 20% радіусу периферійної області приводять до різних кривих зміни рудного навантаження. Значення POE, яке дорівнює куту між кривою рудного навантаження та горизонтальною лінією, змінюється від -90 до 90 градусів. Більше значення означає, що в периферійну область завантажено більше коксу. POE від'ємний, коли периферійна область має більш товстий рудний шар, ніж проміжна зона радіусу, в іншому випадку - позитивний. При цьому витрата коксу залишається постійною.

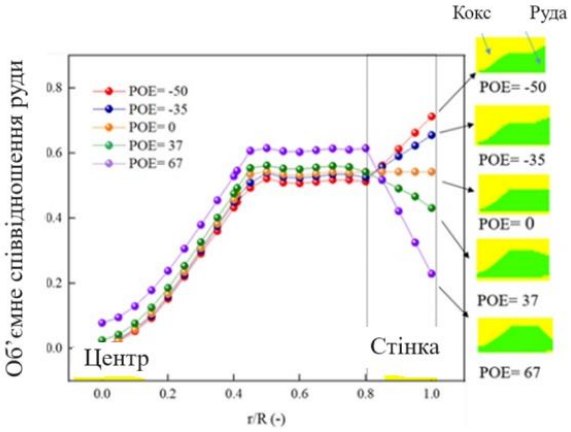


Рисунок 19 – Розподіл рудного навантаження при різних значеннях периферійної віддушини

На рис. 20 представлені графіки, які ілюструють вплив розподілу шихти, яке оцінюється за величиною POE, на загальні показники роботи доменної печі, включаючи температуру чавуну, продуктивність та перепад тиску в печі, температуру колошникового газу, викиди CO_2 та коефіцієнти використання. Витрата SIH (водень, який вдувається через шахту) складає 3 $Нм^3/с$. При збільшенні POE від -50 до 67 температура чавуну спочатку плавно підвищується до максимуму (при POE = 0), а потім різко падає (рис.20, а). З іншої сторони, продуктивність (рис. 20 (б)) спочатку знижується, а потім збільшується, маючи протилежну температурі чавуну тенденцію зміни. Крім того, більший POE призводить до зменшення перепаду тиску у доменній печі (рис. 20 (б))

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

та більш низькій температурі колошникового газу (рис. 20 (в)). Збільшення РОЕ покращує газопроникність шару шихти у пристінковій зоні, у зв'язку з чим перепад тиску зменшується. Зміну викидів CO_2 на тону чавуну представлено на рис. 20 (в), з розгляду якого випливає, що викиди зростають при збільшенні РОЕ. При цьому у міру збільшення РОЕ коефіцієнти використання CO та H_2 демонструють протилежні тенденції –перший збільшується, а другий зменшується (рис. 20 (г)).

Оптимальна величина периферійної віддушини (РОЕ = 0), на думку авторів, визначається по максимальній температурі чавуну, відносно низькому перепаду тиску у шарі та хорошому використанню газу, що крім інших факторів, забезпечує високі значення ефективності використання водню та продуктивності доменної печі.

Отримані авторами роботи результати досліджень свідчать про те, що надмірна периферійна віддушина не дозволяє забезпечити глибоке проникнення водню в стовп шихти. Не допустити різке збільшення перепаду тиску в печі при відносно рівномірному розподілу рудного навантаження дозволяє осьова віддушина.

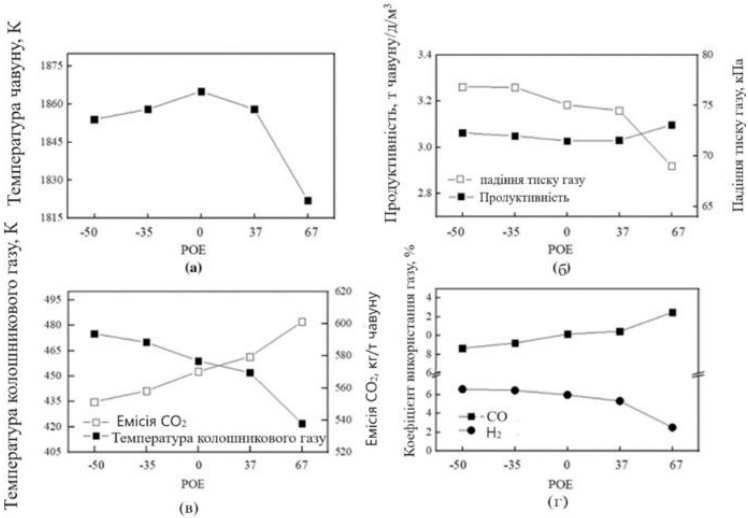


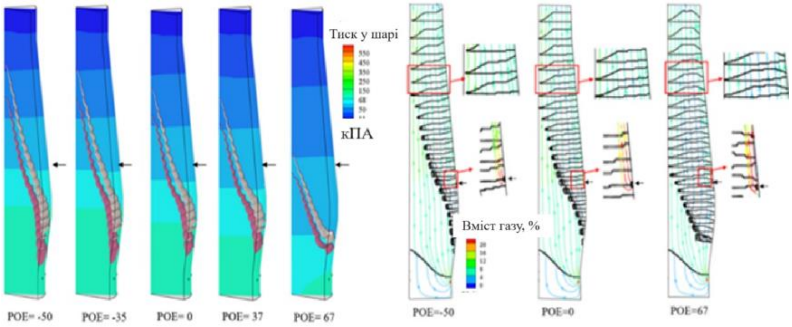
Рисунок 20 – Загальні показники ефективності в залежності від РОЕ: (*а*) температура чавуну, (*б*) продуктивність та перепад тиску у шарі, (*в*) температура колошникового газу та викиди CO_2 і (*г*) коефіцієнти використання газу

Авторами роботи також виконано дослідження впливу величини РОЕ на формування пластичної зони в доменній печі. Як показано на рис. 21 а у міру збільшення вершина пластичної зони значно

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

опускається, а корінь трохи піднімається. Внаслідок цього зменшується перепад тиску. На рис. 21 б показано зміну пластичної зони за різними характерами розподілу рудного навантаження.

З аналізу рис. 21 б видно, що при збільшенні РОЕ залізна руда перерозподіляється в зонах радіусу колошника, що призводить до більш інтенсивного перебігу газу в області стінки печі. Автори роблять висновок, що водень, що вдувається в шахту печі, в основному, обмежується периферійною областю і зміна РОЕ не покращує його проникнення в стовп шихтових матеріалів.



(а) (б)

Рисунок 21 – Пластична зона (*а*), розподіл тиску в шарі та поля течії газу (*б*)

Підвищені тепловтрати та зниження газопроникності шару в результаті перерозподілу частини рудних матеріалів з периферійної області в інші радіальні зони призводять до розширення низькотемпературної зони у верхній частині доменної печі. Низькотемпературна область та менший контакт залізної руди та водню, що вдувається в шахту, знижують ступінь непрямого відновлення H_2. Результат протилежний ступеню непрямого відновлення CO, який збільшується зі збільшенням РОЕ через зниження пластичної зони. При цьому температура чавуну спочатку підвищується до максимуму, а потім різко падає зі збільшенням РОЕ, що протилежно тенденції зміни продуктивності. Таким чином, визначається оптимальний ступінь периферійної віддушини при максимальній температурі чавуну, відповідній найбільшій економії коксу, відносно низькому перепаді тиску та хорошій ефективності використання H_2 та CO. Оптимальний розподіл шихти при умовах, що розглядаються, має рівномірну товщину шару коксу та руди у стінки печі.

Авторами також виконана оцінка ступеня непрямого відновлення для різних газів - CO, що генерується в горні, водень, що вдувається в шахту печі, і водень, що вдувається в горн (рис. 22). З рис. 22 видно, що в міру

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

збільшення РОЕ загальний ступінь непрямого відновлення спочатку збільшується до максимума, а потім зменшується, демонструючи аналогічну тенденцію зміни температури чавуну (рис. 20 (а)). На відміну від цього, характер зміни прямого відновлення, що відбувається в пластичній зоні та в області нижче за неї, протилежний зміні непрямого відновлення. При більшому ступені прямого відновлення витрачається більше коксу, отже збільшується кількість залізної руди, що підвищує продуктивність. Ступінь непрямого відновлення та температура чавуну характеризуються однаковою тенденцією зміни. На рис. 22 також показано, що ступінь непрямого відновлення воднем, що вдувається через фурму та в шахту печі, мають таку ж тенденцію, що і загальний коефіцієнт непрямого відновлення. Ця тенденція протилежна тенденції непрямого відновлення CO при відносно великих значеннях РОЕ. Ці результати добре узгоджуються з ефективністю використання газу, яка показана на рис. 20 (г). Таким чином, велике РОЕ покращує периферійний потік газу та ослаблює центральний потік газу, зменшуючи висоту пластичної зони і, таким чином, збільшуючи суху зону. Ця ситуація посилює непряме відновлення CO та перешкоджає непрямому відновленню H_2. З аналізу витікає, що надмірна периферійна віддушина знижує ступінь непрямого відновлення, що накладає обмеження на її розміри. У сукупності з периферійною віддушиною на межи використання водню в доменній печі впливає також величина осьової віддушини. Оптимізація величини осьової віддушини дозволить збільшити витрату водню, що вдувається в піч.

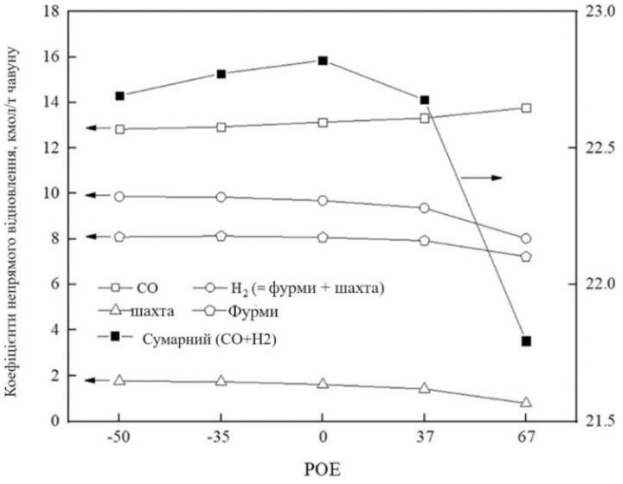


Рисунок 22 – Коефіцієнти непрямого відновлення в залежності від РОЕ

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

В результаті виконаних авторами за допомогою математичної моделі досліджень встановлено, що на ефективність використання H_2 впливає РОЕ, а не витрата водню, що вдувається в шахту печі. Збільшення витрати водню, що вдувається в шахту, покращує проникнення водню в стовп шихти, однак у меншій мірі, ніж збільшення РОЕ.

Висновки

За результатами досліджень особливостей поведінки водню, що вдувається в доменну піч, або водневмісних газів та їх впливу на технологічний режим доменної плавки, які виконані різними вченими, можна зробити наступні висновки:

1. Дослідження з вивчення характеру розподілу водню або водневмісних газів по перерізу печі та їх впливу на технологію доменної плавки можна класифікувати наступним чином:
   - експериментальні дослідження на промислових об'єктах;
   - дослідження на експериментальних доменних печах;
   - чисельні дослідження за допомогою математичних моделей.
2. Водень, як відновник, має різні переваги у зрівнянні з вуглецем. Крім зниження викидів CO_2, переваги, пов'язані з H_2 порівняно з традиційним відновлювальним газом (CO) в доменній печі, включають більш високий ступінь непрямого відновлення, більш високий коефіцієнт дифузії, що забезпечує більш швидку доставку реагенту до місця реакції, більшу провідність, що полегшує міжфазний теплообмін, більш низьку в'язкість та щільність, зниження тиску у стовпі шихти та екологічність. Однак існує низка обмежень щодо використання великих витрат водню в доменній печі. Водень не може замінити весь вуглець, оскільки певна кількість коксу необхідна для підтримки відповідної проникності печі. Крім того, відновлення оксидів заліза воднем представляє собою ендотермічну реакцію, проведення якої потребує додаткового тепла. З цього випливає, що повинна існувати межа використання водню в доменній печі, що є предметом досліджень вчених.
3. Через обмеження на мінімальну температуру колошникового газу та максимальний вміст кисню у дутті кількість водневмісних газів, яку можна вдувати через повітряні фурми, обмежено. Реалізація паралельного вдування в шахту буде сприяти збільшенню використання водню в доменній печі, що потребує проведення подальших досліджень.
4. Як показали результати виконаних експериментальних досліджень на промислових доменних печах та в лабораторних умовах, а також за допомогою математичних моделей вдування водневмісних

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

газів збільшує продуктивність доменної печі та зменшує витрату коксу.

5. Як показали результати досліджень, еквівалентна заміна природного газу коксовим з точки зору збереження сталості теплового стану та газодинаміки печі близька до 1:2. При заміні природного газу коксовим збільшується порізність коксової насадки, розпушуванню якої сприяє збагачення дуття киснем, а зменшенню порізності – підвищення температури дуття та витрати природного газу.

6. Уявлення про розподіл водню неоднозначні і часом суперечливі. Результати низки досліджень показують, що глибина проникнення H_2 обмежена, він в основному концентрується в області стінки печі, піднімаючись з потоком газу, і газ, що вдувається, може не досягати центру доменної печі. Для підвищення ефективності використання відновлювального газу в доменній печі необхідно збільшити глибину проникнення водневмісного газу та контролювати розподіл газового потоку в доменній печі. Згідно з альтернативними думками дослідників, кількість водню зменшується від осі (де значення H_2 максимально) до стінки печі.

7. Процес доменної плавки внаслідок вдування водню, або водневмісних газів зазнає значних змін порівняно з традиційним процесом виплавки чавуну. Тому робота доменної печі з використанням водню потребує оптимізації, одним із основних напрямків якої є програма завантаження шихти стосовно цих умов.

Перелік посилань

1. Lan Chenchen, Hao Yuejun, Shao Jiannan, Zhang Shuhui, Liu Ran and Lyu Qing. Effect of H2 on Blast Furnace Ironmaking. *Metals.* 2022. Vol. 12. No. 11, 1864. https://doi.org/10.3390/met12111864

2. Yanbiao Chen, Haibin Zuo. Review of hydrogen-rich ironmaking technology in blast furnace. *Ironmaking & Steelmaking*. 2021.Vol. 48, Iss. 6. P. 749-768. https://doi.org/10.1080/03019233.2021.1909992

3. Xinyu Zhang, Kexin Jiao, Jianliang Zhang, Ziyu Guo. A review on low carbon emissions projects of steel industry in the World. *Cleaner Production.* Vol. 306, 127259. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2021.127259.

4. Florent Mauret, Mehdi Baniasadi, Henrik Saxe'n, Andreas Feiterna, Stephan Hojda. Impact of Hydrogenous Gas Injection on the Blast Furnace Process: A Numerical Investigation. *Metallurgical and Materials Transactions B*. 2023.Vol. 54, P. 2137–2158.

5. Li H., Chen J. An Analysis of Long-Process Ironmaking in a Reduction Smelting Furnace with Hydrogen-Enriched Conditions. *Metals* 2023. Vol. 13, 1756. https://doi.org/10.3390/met13101756

6. Доменная плавка с вдуванием коксового газа /В. Ф. Пашинский, И. Г. Товаровский, П. Е. Коваленко, Н. Г. Бойков. К. :Тєхника. 1991. 104 с.

7. Li J., Kuang S., Zou R. et al. Numerical Investigation of Burden Distribution in Hydrogen Blast Furnace. *Metallurgical and Materials Transactions B.* 2022. Vol.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

53, P. 4124–4137. https://doi.org/10.1007/s11663-022-02672-6.

8. Ziguang Zhao, Xiaobing Yu, Yuntao Li, Jinming Zhu, Yansong Shen. CFD study of hydrogen co-injection through tuyere and shaft of an ironmaking blast furnace. *Fuel.* 2023. Vol. 348, 128641.

9. Shiro Watakabe, Kazuya Miyagawa, Shinroku Matsuzaki, Takanobu Inada, Yukio Tomita, Koji Saito, Masao Osame, Peter Sikström, Lena Sundqvist Ökvist, Jan-Olov Wikstrom. Operation Trial of Hydrogenous Gas Injection of COURSE50 Project at an Experimental Blast Furnace. *ISIJ International*. 2013. Vol. 53. Iss. 12. P. 2065–2071. https://doi.org/10.2355/isijinternational.53.2065

10. Su Y. H. Development status and suggestions of hydrogen metallurgy in China's iron and steel industry. *China Metall. News.* 2021.

11. Tang J., Chu M. S., Li F., Feng C., Liu Z. G., Zhou Y. S. Development and progress on hydrogen metallurgy. *Int. J. Miner. Metall. Mater.* 2020, Vol. 27. No. 6. P. 713–723. https://doi.org/10.1007/s12613-020-2021-4

12. Nathan Barrett, Subhasish Mitra, Hamid Doostmohammadi, Damien O'dea, Paul Zulli, Sheng Chew, Tom Honeyands. Assessment of Blast Furnace Operational Constraints in the Presence of Hydrogen Injection. ISIJ International. 2022, Vol. 62. Iss. 6. P. 1168-1177. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2021-574.

13. Nogami H., Kashiwaya Y., Yamada D. Simulation of Blast Furnace Operation with Intensive Hydrogen Injection. *ISIJ International*. 2012. Vol. 52 Iss. 8. P. 1523-1527. https://doi.org/10.2355/isijinternational.52.1523

14. Mathematical simulation and life cycle assessment of blast furnace operation with hydrogen injection under constant pulverized coal injection / J. Tang, M. Chu, F. Li, Z. Zhang, Y. Tang, Z. Liu, J. Yagi. *J. Clean. Prod.* 2021. Vol. 278, 123191. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.123191

15. Long H. M., Wang H., Zhao W., Li J. X., Liu Z., Wang P. Mathematical simulation and experimental study on coke oven gas injection aimed to low carbon blast furnace ironmaking. *Ironmaking Steelmaking*. 2016. Vol. 43, Iss. 6. P. 450–457. https://doi.org/10.1080/03019233.2015.1108480

16. Castro J. A., Takano C., Yagi J.-i. A theoretical study using the multiphase numerical simulation technique for effective use of H_2 as blast furnaces fuel Mater. Mater. Res. Technol. 2017. Vol. 6, Iss. 3, P. 258-270. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2017.05.007

17. Wang H., Chu M., Bi C., Liu Z., Dai W. Effects of Hydrogen-Enriched Reduction on Metallurgical Properties of Iron-Bearing Burdens Under BF Operation with COG Injection. *8th Int. Symp. on High-Temperature Metallurgical Processing.* Springer, Cham, 2017, 21. https://doi.org/10.1007/978-3-319-51340-9_3

18. Tang J., Chu M., Li F., Feng C., Liu Z.-g., Zhou Y.-s. Development and progress on hydrogen metallurgy. *Int. J. Miner. Metall. Mater*. 2020. Vol. 27. No. 6. P. 713–723. https://doi.org/10.1007/s12613-020-2021-4

19. Sato Michitaka, Takahashi Koichi, Nouchi Taihei, AriyamaTatsuro. Predictcion of Next-Generation Ironmaking Process Based on Oxygen Blast Furnace Suitable for CO_2 Mitigation and Energy Flexibility. *ISIJ International*. 2015. Vol. 55. Iss. 10. P. 2105–2114. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2015-264

20. Higuchi S., Matsuzaki K., Saito K., Nomura S. Improvement in Reduction Behavior of Sintered Ores in a Blast Furnace through Injection of Reformed Coke

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Oven Gas. *ISIJ Int.* 2020. Vol. 60. Iss. 10. P. 2218–2227. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2020-063

21. Wang H., Chu M., Guo T., Zhao W., Feng C., Liu Z., Tang J. Mathematical Simulation on Blast Furnace Operation of Coke Oven Gas Injection in Combination with Top Gas Recycling. *Steel Res. Int.* 2016. Vol. 87. No. 5. P. 1611–3683. https://doi.org/10.1002/srin.201500372

22. Tang J., Chu M., Li F., Zhang Z., Tang Y., Liu Z., Yagi J. Mathematical simulation and life cycle assessment of blast furnace operation with hydrogen injection under constant pulverized coal injection: *Journal of Cleaner Production*. 2021. Vol. 278, 123191. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.123191

23. Okosun T., Nielson S., Zhou C. Blast Furnace Hydrogen Injection: Investigating Impacts and Feasibility with Computational Fluid Dynamics. *JOM*. 2022. Vol. 74. P. 1521–1532. https://doi.org/10.1007/s11837-022-05177-4

24. Jing Li, Shibo Kuang, Lulu Jiao, Lingling Liu, Ruiping Zou, Aibing Yu. Numerical modeling and analysis of hydrogen blast furnace ironmaking process. *Fuel*. 2022. Vol. 323, 124368.

25. Investigating hydrogenous gas injection into the blast furnace shaft and tuyere / M. Baniasadi, F. Mauret, K.-P. Kinzel, P. Bermes, M. Baniasadi, C. Castagnola, H. Saxén, S. Hojda, R. Lin // 8th ECIC & 9th ICSTI Conferences, August 2022, Bremen, Germany.

26. Hiroshi Nogami, Yoshiaki Kashiwaya and Daisuke Yamada. Simulation of Blast Furnace Operation with Intensive Hydrogen Injection. *ISIJ International*. 2012. Vol. 52. No. 8. P. 1523–1527.

27. Martino Guilherme, Marchal Emmanuel. The environmental impacts of hydrogen injection in a blast furnace. Консалтинговая фирма, Бразилия. October 07, 2021. https://www.cassotis.com/insights/environmental-impacts-hydrogen-blast-furnace

28. Chu Mansheng, Nogami Hiroshi, Yagi Jun-ichiro. Numerical Analysis on Injection of Hydrogen Bearing Materials into Blast Furnace. ISIJ International. 2004. Vol. 44. Iss. 5. P. 801-808

29. Li, Z., Kuang, S., Yu, A. et al. Numerical Investigation of Novel Oxygen Blast Furnace Ironmaking Processes. Metall Mater Trans B. 2018. Vol. 49. P. 1995–2010. https://doi.org/10.1007/s11663-018-1259-y

30. Yu X., Shen Y. Numerical Study of the Influence of Burden Batch Weight on Blast Furnace Performance. Metall Mater Trans B. 2020. Vol. 51. P 2079–2094. https://doi.org/10.1007/s11663-020-01924-7.

References

1. Chenchen, L., Yuejun, H., Jiannan, S., Shuhui, Z., Ran, L., & Qing, L. (2022). Effect of H2 on blast furnace ironmaking. *Metals*, 12(11), 1864. https://doi.org/10.3390/met12111864

2. Yanbiao, C. & Haibin, Z. (2021). Review of hydrogen-rich ironmaking technology in blast furnace. *Ironmaking & Steelmaking*, 48(6), 749–768. https://doi.org/10.1080/03019233.2021.1909992

3. Zhang, X., Jiao, K., Zhang, J., & Guo, Z. (2021). A review on low carbon emissions projects of steel industry in the world. *Journal of Cleaner Production*, 306, 127259. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2021.127259

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

4. Mauret, F., Baniasadi, M., Saxén, H., Feiterna, A., & Hojda, S. (2023). Impact of hydrogenous gas injection on the blast furnace process: A numerical investigation. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 54, 2137–2158

5. Li, H., & Chen, J. (2023). An analysis of long-process ironmaking in a reduction smelting furnace with hydrogen-enriched conditions. *Metals*, 13, 1756. https://doi.org/10.3390/met13101756

6. Pashynskyi, V. F., Tovarovskyi, I. H., Kovalenko, P. Ye., & Boikov, M. H. (1991). *Domennaya plavka s vduvaniem koksovogo haza*. Tekhnika.

7. Li, J., Kuang, S., Zou, R., et al. (2022). Numerical investigation of burden distribution in hydrogen blast furnace. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 53, 4124–4137. https://doi.org/10.1007/s11663-022-02672-6

8. Zhao, Z., Yu, X., Li, Y., Zhu, J., & Shen, Y. (2023). CFD study of hydrogen co-injection through tuyere and shaft of an ironmaking blast furnace. *Fuel*, 348, 128641

9. Watakabe, S., Miyagawa, K., Matsuzaki, S., Inada, T., Tomita, Y., Saito, K., Osame, M., Sikström, P., Ökvist, L. S., & Wikstrom, J.-O. (2013). Operation trial of hydrogenous gas injection of COURSE50 project at an experimental blast furnace. *ISIJ International*, 53(12), 2065–2071. https://doi.org/10.2355/isijinternational.53.2065

10. Su, Y. H. (2021). Development status and suggestions of hydrogen metallurgy in China's iron and steel industry. *China Metall*. News.

11. Tang, J., Chu, M. S., Li, F., Feng, C., Liu, Z. G., & Zhou, Y. S. (2020). Development and progress on hydrogen metallurgy. International Journal of Minerals, *Metallurgy and Materials*, 27(6), 713–723. https://doi.org/10.1007/s12613-020-2021-4

12. Barrett, N., Mitra, S., Doostmohammadi, H., O'dea, D., Zulli, P., Chew, S., & Honeyands, T. (2022). Assessment of blast furnace operational constraints in the presence of hydrogen injection. *ISIJ International*, 62(6), 1168–1177. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2021-574

13. Nogami, H., Kashiwaya, Y., & Yamada, D. (2012). Simulation of blast furnace operation with intensive hydrogen injection. *ISIJ International*, 52(8), 1523–1527. https://doi.org/10.2355/isijinternational.52.1523

14. Tang, J., Chu, M., Li, F., Zhang, Z., Tang, Y., Liu, Z., & Yagi, J. (2021). Mathematical simulation and life cycle assessment of blast furnace operation with hydrogen injection under constant pulverized coal injection. *Journal of Cleaner Production*, 278, 123191. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.123191

15. Long, H. M., Wang, H., Zhao, W., Li, J. X., Liu, Z., & Wang, P. (2016). Mathematical simulation and experimental study on coke oven gas injection aimed to low carbon blast furnace ironmaking. *Ironmaking Steelmaking*, 43(6), 450–457. https://doi.org/10.1080/03019233.2015.1108480

16. Castro, J. A., Takano, C., & Yagi, J. (2017). A theoretical study using the multiphase numerical simulation technique for effective use of H2 as blast furnace fuel. *Materials Research Technology*, 6(3), 258–270. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2017.05.007

17. Wang, H., Chu, M., Bi, C., Liu, Z., & Dai, W. (2017). Effects of hydrogen-enriched reduction on metallurgical properties of iron-bearing burdens under BF

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

operation with COG injection. *8th International Symposium on High-Temperature Metallurgical Processing*. Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-319-51340-9_3

18. Tang, J., Chu, M., Li, F., Feng, C., Liu, Z. G., & Zhou, Y. S. (2020). Development and progress on hydrogen metallurgy. *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*, 27(6), 713–723. https://doi.org/10.1007/s12613-020-2021-4

19. Sato, M., Takahashi, K., Nouchi, T., & Ariyama, T. (2015). Prediction of next-generation ironmaking process based on oxygen blast furnace suitable for CO2 mitigation and energy flexibility. *ISIJ International*, 55(10), 2105–2114. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2015-264

20. Higuchi, S., Matsuzaki, K., Saito, K., & Nomura, S. (2020). Improvement in reduction behavior of sintered ores in a blast furnace through injection of reformed coke oven gas. *ISIJ International*, 60(10), 2218–2227. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2020-063.

21. Wang, H., Chu, M., Guo, T., Zhao, W., Feng, C., Liu, Z., & Tang, J. (2016). Mathematical simulation on blast furnace operation of coke oven gas injection in combination with top gas recycling. *Steel Research International*, 87(5), 1611–3683. https://doi.org/10.1002/srin.201500372

22. Tang, J., Chu, M., Li, F., Zhang, Z., Tang, Y., Liu, Z., & Yagi, J. (2021). Mathematical simulation and life cycle assessment of blast furnace operation with hydrogen injection under constant pulverized coal injection. *Journal of Cleaner Production*, 278, 123191. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.123191

23. Okosun, T., Nielson, S., & Zhou, C. (2022). Blast furnace hydrogen injection: Investigating impacts and feasibility with computational fluid dynamics. *JOM*, 74, 1521–1532. https://doi.org/10.1007/s11837-022-05177-4

24. Jing Li, Shibo Kuang, Lulu Jiao, Lingling Liu, Ruiping Zou, & Aibing Yu. (2022). Numerical modeling and analysis of hydrogen blast furnace ironmaking process. *Fuel*, 323, 124368.

25. Baniasadi, M., Mauret, F., Kinzel, K.-P., Bermes, P., Castagnola, C., Saxén, H., & Hojda, S. (2022). Investigating hydrogenous gas injection into the blast furnace shaft and tuyere. *8th ECIC & 9th ICSTI Conferences. Bremen, Germany*.

26. Nogami, H., Kashiwaya, Y., & Yamada, D. (2012). Simulation of blast furnace operation with intensive hydrogen injection. *ISIJ International*, 52(8), 1523–1527.

27. Martino, G., & Marchal, E. (2021). *The environmental impacts of hydrogen injection in a blast furnace*. Consulting Report. Brazil: Cassotis.

28. Chu, M., Nogami, H., & Yagi, J.-I. (2004). Numerical analysis on injection of hydrogen-bearing materials into blast furnace. *ISIJ International*, 44(5), 801–808.

29. Li, Z., Kuang, S., Yu, A., et al. (2018). Numerical investigation of novel oxygen blast furnace ironmaking processes. Meta*llurgical and Materials Transactions B*, 49, 1995–2010. https://doi.org/10.1007/s11663-018-1259-y

30. Yu, X., & Shen, Y. (2020). Numerical study of the influence of burden batch weight on blast furnace performance. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 51, 2079–2094. https://doi.org/10.1007/s11663-020-01924-7

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

I. H. Muravyova[1], D. Sc. (Tech.), Leading Researcher, ORCID 0000-0001-5926-7787
O. L. Chaika[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-1678-2580
M. H. Ivancha[1], Senior Researcher, ORCID 0000-0002-5366-9328
B. V. Kornilov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-5544-3023
O. Ye. Merkulov[1], D. Sc. (Tech.), Senior Research, ORCID 0000-0002-7867-0659
O. S. Nesterov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-0183-0327
L. I. Harmash[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-6873-6685
V. I. Vishnyakov[1], Researcher, ORCID 0000-0002-5538-6962
V. R. Shcherbachov[1], Junior Researcher, Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-6734-0451
K. P. Yermolina[1], Lead Engineer, ORCID 0000-0001-6819-9886

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

SUMMARY OF RESEARCH RESULTS ON THE EFFECT OF INCREASING HYDROGEN CONTENT IN THE BLAST AND ITS DISTRIBUTION ACROSS THE BLAST FURNACE RADIUS ON THE TECHNOLOGICAL MODE OF BLAST FURNACE SMELTING

Abstract. A promising pathway to achieving carbon neutrality while preserving the traditional blast furnace technology for pig iron production lies in the development and implementation of breakthrough innovations in technology, particularly involving the use of hydrogen as a reducing agent and heat source. The use of hydrogen-containing fuel in pig iron production results in significant changes in blast furnace smelting technology, especially in the thermal and reduction processes occurring in the furnace. Enhancing the understanding of these processes when using hydrogen-enriched blast additives and scientifically justifying their optimal quantities to ensure the maximum utilization of hydrogen are critical tasks in developing scientifically substantiated technological principles for using hydrogen in blast furnaces. The development of these principles must be based on research results that examine the effect of increasing hydrogen content in the blast and its distribution across the blast furnace radius on the technological mode of blast furnace smelting. These studies have been conducted by researchers from various countries. The purpose of this research is to summarize and systematize the results of studies on the effect of increasing hydrogen content in the blast and its distribution across the blast furnace radius on the technological mode of blast furnace smelting. The experience of using hydrogen-containing gases in the blast furnace process is reviewed. An analysis of research results regarding the distribution of hydrogen or hydrogen-containing gases across the furnace cross-section and their impact on blast furnace smelting technology is conducted. These studies are categorized as follows: experimental studies on industrial facilities, studies on experimental blast furnaces, numerical studies using mathematical models. The results of experimental studies conducted on industrial blast furnaces and in laboratory conditions, as well as through mathematical modeling, have demonstrated that injecting hydrogen-containing gases increases blast furnace productivity and reduces coke consumption. However, the understanding of hydrogen distribution is ambiguous and sometimes contradictory. The results of some studies indicate that the penetration depth of H_2 is limited, with hydrogen primarily

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

concentrating in the furnace wall region, rising with the gas flow, and the injected gas may not reach the furnace center. To enhance the efficiency of hydrogen gas utilization in the blast furnace, it is necessary to increase the penetration depth of hydrogen-containing gas and control the distribution of the gas flow within the furnace. According to alternative viewpoints, the amount of hydrogen decreases from the furnace axis (where H_2 levels are highest) toward the walls. The blast furnace smelting process undergoes significant changes compared to the traditional pig iron production process when hydrogen or hydrogen-containing gases are injected. Therefore, operating a blast furnace with hydrogen requires optimization, with one of the key focus areas being the burden charging program tailored to these conditions.

Key words: blast furnace smelting, decarbonization, hydrogen-containing gases, hydrogen or hydrogen-containing gas distribution across the furnace cross-section.

For citation: Muravyova, I. H., Chaika, O. L., Ivancha, M. H., Kornilov, B. V., Merkulov, O. Ye., Nesterov, O. S., Harmash, L. I., Vishnyakov, V. I., Shcherbachov, V. R., Yermolina, K. P. (2024). Summary of research results on the effect of increasing hydrogen content in the blast and its distribution across the blast furnace radius on the technological mode of blast furnace smelting. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 59-102. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-59-102

Стаття надійшла до редакції збірника 29.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-103-119
УДК 669.162.12.004.67:669.787.001.5

О. С. Нестеров[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-0183-0327
Л. І. Гармаш[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-6873-6685
І. Г. Муравйова[1], д.т.н., пров.н.с., ORCID 0000-0001-5926-7787
О. Л. Чайка[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-1678-2580
К. П. Лопатенко[1], н.с.
М. Г. Болденко[1], м.н.с.

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ВПЛИВ ВОДНЮ НА ПРОЦЕСИ ВІДНОВЛЕННЯ В ДОМЕННІЙ ПЕЧІ

Анотація. Розробка та реалізація на виробництві нових низьковуглецевих технологій є невідкладним стратегічним завданням чорної металургії. Застосування в доменних процесах в якості відновника водню замість вуглецю є багатообіцяючим шляхом для значного скорочення шкідливих викидів, але його ефективне використання вимагає поглибленного вивчення впливу різноманітних факторів (температури, хімічного складу, пористості, часу відновлення та ін.) на перебіг процесів відновлення при використанні водневмісних газів. Незважаючи на велику кількість досліджень, однозначної і загальноприйнятої теорії, яка б узагальнювала всі закономірності процесів відновлення воднем в доменій печі, не існує і досі, а результати проведених в різних умовах досліджень доволі суперечливі. Для визначення перспектив та проблем використання водневмісних газів в умовах українських меткобінатів потрібно дослідити відновну поведінку різних типів сировини, характерних саме для українських реалій. В лабораторних умовах ІЧМ було проведено низку досліджень впливу водню на відновні процеси в доменній печі для різних типів залізорудної сировини українського виробництва. Процеси відновлення моделювались на лабораторному устаткуванні ІЧМ при використанні різних сумішей відновних газів, близьких по складу до промислових умов. Вивчали вплив вмісту водню, швидкості нагрівання та швидкості подачі газу на втрату маси навішувань і надалі розраховували показник відновлювальності R. Було визначено, що підвищення вмісту водню в суміші відновлювальних газів у температурному діапазоні 900-1000 °С супроводжується покращенням відновлювальності для різних шихтових матеріалів, але відновна поведінка агломерату і окатишів суттєво відрізняється для різних діапазонів вмісту водню в газовій суміші та різних швидкостей їх подачі. Аналіз експериментальних даних дозволив визначити найбільш

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ефективні для цих умов діапазони вмісту водню в відновному газі. Отримані результати підтверджують ефективність застосування водню як відновника для умов українського доменого виробництва, а виявлені закономірності та висновки можуть бути використані для вдосконалення технологій, які сприяють виробництву екологічно чистої сталі.

Ключові слова: декарбонізація, процеси відновлення, водень, залізорудна сировина, відновлювальність.

Посилання для цитування: Вплив водню на процеси відновлення в доменній печі / О. С. Нестеров, Л. І. Гармаш, І. Г. Муравйова, О. Л. Чайка, К. П. Лопатенко, М. Г. Болденко // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 103-119. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-103-119.

Існуюче виробництво сталі є, по суті, «вуглецевою металургію», оскільки вуглець використовується і як відновник, і як джерело тепла, виробляючи при цьому велику кількість шкідливих викидів CO_2. Тому, згідно рішень Паризької кліматичної угоди, світова металургія до 2050 року повинна скоротити викиди CO_2 з нинішніх 3000 Мтон/рік до рівня нижче 500 Мтон/рік [1], що можливо досягти тільки при застосуванні альтернативних джерел енергії та відновників, одними з самих ефективних з яких можуть бути водневмісні гази.

Загалом процеси відновлення заліза в доменній печі складаються із хімічних, фізичних і механічних взаємодій і явищ та відбуваються в декілька стадій. Починаючи від верху колошника до ділянок з температурою 900-1000 °С протікають процеси непрямого відновлення газом СО і, частково, воднем. У цій зоні всі вищі оксиди заліза встигають відновитися до FeO, а частина FeO до заліза, частки якого з'являються вже в колошнику. Одночасно частина FeO відновлюється до заліза прямим шляхом у зоні високих температур. Також в зонах з температурами вище 1100-1250 °С, де формується шлак, залізо відновлюється прямим шляхом з рідкого шлаку при стіканні його крапель униз між шматками коксу.

Оскільки Fe є перехідним елементом з різними валентностями, процес відновлення оксиду Fe_2O_3 до Fe є багатостадійним і складається з низки перетворень, які відбуваються одночасно. Наразі доведено, що відновлення залізної руди в доменній печі відбувається в два або три етапи в залежності від температури [2]. При температурі вище 570 °С гематит Fe_2O_3 спочатку відновлюється до магнетиту Fe_3O_4, потім до вюститу в нестехіометричній формі Fe_xO і, нарешті, до металевого заліза. При температурі нижче 570 °С вюстит є метастабільним, тому магнетит безпосередньо перетворюється на

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

металеве залізо. Більшість дослідників вважають, що відновлення відбувається в три стадії ($Fe_2O_3 \rightarrow Fe_3O_4 \rightarrow FeO \rightarrow Fe$) [3], але в деяких дослідженнях зафіксовано тільки дві ($Fe_2O_3 \rightarrow Fe_3O_4 \rightarrow Fe$) [4].

Відновниками оксидів заліза в доменній печі є вуглець, оксиди та водень. Той факт, що оксиди заліза можуть відновлюватися воднем, відомий ще з 1930-х років [5], але до середини XX сторіччя його зазвичай не брали до уваги. Вплив водню на протікання процесів відновлення став більш значущим тільки з початком регулярного зволоження дуття паром і, особливо, після початку широкого застосування мазуту і природного газу.

В останні 15-20 років дослідження відновної поведінки залізорудної шихти в доменній печі вийшли на новий рівень, що, з одного боку, викликано необхідністю переходу на більш екологічні способи виробництва сталі за допомогою не вуглецевих відновників, а з другого, обумовлено використанням нових сучасних методів досліджень (електронної мікроскопії, рентгенографії і т.ін.). Було остаточно доведено, що водень може стати одним з найкращих відновників завдяки його фізико-хімічним властивостям (більш дрібним молекулам, які легше проникають в залізну руду) та відсутності токсичних продуктів реакції у процесі відновлення (насамперед CO_2).

Реакції відновлення воднем схожі на реакції відновлення монооксидом вуглецю, однак мають і відмінності. В загальному вигляді процеси відновлення представлені реакціями (1)-(6)

$$3Fe_2O_3 + CO = 2Fe_3O_4 + CO_2 \quad (1)$$
$$3Fe_2O_3 + H_2 = 2Fe_3O_4 + H_2O \quad (2)$$
$$Fe_3O_4 + CO = 3FeO + CO_2 \quad (3)$$
$$Fe_3O_4 + H_2 = 3FeO + H_2O \quad (4)$$
$$FeO + CO = Fe + CO_2 \quad (5)$$
$$FeO + H_2 = Fe + H_2CO \quad (6)$$

Перша реакція починається при низьких температурах (400-500 °C). По мірі опускання рудних матеріалів в доменній печі відбувається відновлення оксидів, підвищується температура і створюються умови для протікання подальших реакцій. При використані відновних газових сумішей, які містять CO і H_2 перший етап відновлення (1-2) є екзотермічним, причому переважно з CO; другий (3-4) – ендотермічним і, меншою мірою з CO; а третій – екзотермічним з CO і ендотермічним з H_2, що означає, що відновлення воднем потребує додаткової енергії окрім тієї, яка необхідна для нагрівання матеріалів. За допомогою термодинамічних розрахунків

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

доведено, що для збереження екзотермічного характеру відновлення треба, щоб вміст H_2 у відновному газі не перевищував 20% [6].

В інтервалі температур 800-1100 °С відновлення контролюється змішаним механізмом – поєднанням хімічної реакції та газової дифузії із більшим впливом дифузії [7]. Підвищення температури покращує кінетику відновлення для обох моделей, але цей ефект більш значущий для дифузії [8]. Кінетика реакції є швидшою з воднем, що впливає на морфологію кінцевого заліза, яка залежить від співвідношення між дифузією та хімічною реакцією. Зокрема, специфічною ознакою відновлення воднем є утворення «вусів» – зерен заліза, які з'являються із фази вюститу та ростуть у вигляді «пальців» у напрямку до зовнішньої поверхні частинок і можуть призводити до їх злипання, що іноді спостерігається в промислових реакторах, які працюють з високим вмістом водню. Іншим важливим явищем при відновленні воднем є виникнення при деяких температурах уповільнення в кінці реакції. Таким чином, відновлення оксидів заліза в змішаній атмосфері CO-H_2 є складним процесом, на який впливає безліч факторів, головними з яких є [9]:

- вміст водню та співвідношення H_2/CO в газовій суміші;
- температура;
- швидкість потоку газу;
- тип залізорудної сировини та її мінералогія;
- розмір частинок і їхня пористість;
- наявність домішок.

У промислових умовах окремі стадії відновлення точно описати і контролювати дуже складно, тому єдиної і одностайної думки щодо механізму відновлення не вироблено і досі, а результати промислової практики чи лабораторних експериментів іноді доволі суперечливі.

Наприклад, в деяких експериментах [10] при температурах 800 °С, 900 °С і 1000 °С при збільшенні вмісту водню фіксували підвищення швидкості реакції, що пояснювалося вищою відновною та дифузійною здатністю водню порівняно з CO при температурах вище 850 °С через його менший атомний розмір та високі дифузійні властивості. В інших, навпаки, спострігалося уповільнення зростання ступеня відновлення при збільшенні вмісту H_2 при підвищенні температури [11].

Деякі дослідники доводять, що при вмісті водню нижче 5% його вплив на процеси відновлення є мінімальним, від 5% до 15% – незначним. Інші ж автори доказують, що перші 5% H_2, додані до відновного газу, значно збільшують швидкість відновлення [12].

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Окрім власне вмісту водню важливий вплив на параметри процесу відновлення має співвідношення H_2/CO в газовій суміші. При нижчих температурах вищу відновну здатність має CO, тоді як відновлення воднем є більш термодинамічно стабільним при вищих. Наприклад, для окатишів кращий рівень відновлення при 850 °C, 900 °C, 950 °C, 1000 °C і 1050 °C спостерігався в інтервалі співвідношення H_2/CO від 0,4 до 1,6, а подальше його зростання мало впливало на швидкість відновлення [13].

Вплив температури на перебіг процесу відновлення залежить від стадії та конкретної реакції відновника з оксидом заліза. З термодинамічної точки зору при підвищенні температури швидкість відновлення зростає експоненціально, причому таке зростання є більш ефективним на ранніх стадіях завдяки збільшенню дифузії та швидкості реакції [14]. При температурах вище 600 °C відновлення Fe_2O_3 до Fe_3O_4 відбувається дуже швидко, і, як наслідок, вплив температури на швидкість відновлення стає незначним [15]. Більший вплив температура має на відновлення Fe_3O_4 до FeO. При подальшому відновленні FeO до Fe вплив температури знову стає незначним.

В ізотермічних умовах за будь-якої температури [16]

- швидкість відновлення на початкових стадіях вища, ніж на кінцевих;
- швидкість відновлення в атмосфері H_2 вища, ніж у CO;
- час, необхідний для досягнення певного ступеня відновлення, нижчий при використанні газу H_2.

В неізотермічних умовах при однаковій швидкості нагрівання ступінь відновлення також була вищою в атмосфері H_2.

Дослідження процесів відновлення воднем гематиту до магнетиту в діапазоні температур 220-680 °C [17] та відновлення магнетиту до заліза в діапазоні 210-950 °C [18] підтвердили, що протікання усіх процесів суттєво залежить від температури реакції, а швидкість відновлення воднем вище, ніж CO. За температури нижче 420 °C Fe_3O_4 відновився безпосередньо до заліза. В діапазоні 450-570 °C співіснували магнетит і вюстит із залізом. При T > 570 °C магнетит повністю відновився до заліза. При температурі від 390 до 570 °C рентгенографія підтвердила утворення стехіометричного FeO. За більш високих температур проміжним продуктом відновлення Fe_3O_4 до Fe був нестехіометричний вюстит.

Загальну концентрацію водню в реакційноздатній структурі визначає швидкість потоку водню на вході. До певної межі відновлення відбувається тим швидше, чим вища швидкість потоку водню, але надмірні його витрати призводять навіть до зниження

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ступеня його використання та збільшення виробничих витрат. Показано [19], що максимальний ступінь відновлення магнетиту поступово зростає із зростанням швидкості потоку водню тільки до 0,4 л/хв. Більша швидкість призводить до більшого утворення пари на ранніх стадіях реакції, але на пізніх стадіях цей ефект зменшується. Крім того, зі зменшенням швидкості потоку газу збільшується опор дифузії газу навколо гранул [20].

Також на процеси відновлення суттєво впливає розмір частинок та пористість. Оскільки реакція відновлення починається на поверхні частинок оксиду заліза, зі зменшенням їх розмірів збільшується питома площа і швидкість відновлення. Крім того, менший розмір частинок призводить до меншої відстані, яку газ повинен пройти, щоб досягти внутрішніх шарів. Більш високий коефіцієнт дифузії водню при більш високих температурах може подолати більший опір транспортуванню газу у більших гранулах [21]. Однак, з іншої сторони, із зменшенням розміру частинок збільшується ймовірність агломерації, і, як наслідок, зменшується питома площа.

Вплив домішок на процеси відновлення залізної руди воднем і оксидом вуглецю майже подібний і також неоднозначний. При збільшенні температури та концентрації водню утворення таких фаз, як $MgFe_2O_4$ і $Fe_xSi_yO_4$ стає швидшим, що підвищує стійкість міжфазної хімічної реакції під час відновлення. При використанні будь-якого легуючого оксиду (CaO або MgO) під час першого та другого етапів швидкість відновлення зростає, але на більш пізній стадії наявність MgO перешкоджає процесу відновлення [22]. З одного боку, більший вміст CaO, SiO_2 і MgO, що спостерігається в більших частинках, призводить до утворення тріщин і прискорює відновлення вюститу, а з другого, і Al_2O_3, і MgO можуть зменшувати швидкість відновлення магнетиту.

Ступінь відновлення і ступінь металізації зростають зі збільшенням основності і досягають максимуму при ~ 1,6 [23]. Додаткове вапно при такий основності знижує активність SiO_2 і збільшує утворення фази диферит кальцію, що більшою мірою сприяє відновленню оксиду заліза. При основності > 1,8 ступінь відновлення і ступінь металізації зменшуються і досягають мінімума при основності ~ 2,4. Зниження швидкості відновлення зумовлено утворенням фаз фериту кальцію та двокальцієвого фериту, які мають нижчий ступінь відновлення, ніж фаза диферит кальцію.

Уявлення про фазові перетворення під час відновлення були значно поглиблені в останні десятиліття завдяки залученню новітних методів досліджень. Вивчення мінералогії виявило, що відновна поведінка

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

різних фаз воднем суттєво відрізняється – відновлення гематиту відбувається швидше, ніж магнетиту, особливо при вищих температурах, що пов'язано з його твердою та щільною оболонкою, яка уповільнює дифузію [24]. Збільшують пористість і полегшують дифузію газу мікротріщини, які утворюються при відновленні гематиту до магнетиту через зміну об'єму та більш високу щільність гематиту (5,260 г/см^3) у порівнянні з магнетитом (5,175 г/см^3) [25]. Додавання H_2 також полегшує зародження заліза на поверхні вюститу і прискорює ріст зерен заліза [26].

Порівняння мікроструктурних змін при відновленні магнетиту в атмосферах H_2 і CO показало, що швидкість металізації та ступінь відновлення магнетиту, відновленого воднем при 900-1100 °C, значно вище, ніж у магнетиту, відновленого CO [27]. Фаза Fe, утворена при відновленні H_2, має порожнисту структуру, а при відновленні CO щільний блок. Пориста структура дозволяє газу безперервно проникати в реакційну область з поверхні. Після відновлення CO на поверхні мінералів було багато залізних вусів, а вуса та щільний шар не сприяють ефективному відновленню.

Дещо суперечливий спосіб поліпшення кінетики реакції відновлення запропонували автори [28] – зробити гранули механічно слабшими, щоб вони руйнувалися під час етапу відновлення вюститу, але не призводили до небажаного прилипання. Їми було зроблено припущення, що відносно легке зародження магнетиту та вюститу, а також швидка дифузія у твердому стані через шар продуктів оксиду заліза є основними причинами швидкої кінетики відновлення гематиту до вюститу. Третій етап відновлення (вюститу до заліза) протікає майже на порядок повільніше, що пояснюється повільним переносом маси через уже сформовані шари продукту заліза, які оточують вюстит. Велика різниця об'ємів вюстита і заліза призводить до розшарування тріщин і високої щільності дислокацій, які можуть локально сприяти транспорту маси і, відповідно, процесу відновлення. Тому покращення кінетики відновлення можливо досягти за рахунок:

- підвищення ступеня пластичної деформації та кількості мікротріщин, що забезпечують більший вільний об'єм просочування для прискореного транспортування маси;
- усунення певних стійких оксидоутворюючих елементів, що походять із пустої породи;
- усунення певних елементів пустої породи, які утворюють іони з великим радіусом.

Не викликає сумніву, що процеси відновлення оксидів заліза мають суттєво залежати від типу залізорудної сировини. Встановлено, що при

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

всіх температурах найнижчу швидкість відновлення має руда, що пов'язують з тим, що розмір її часток найбільший, і, отже, у неї найнижча площа поверхні реакції. Відновлення окатишів краще відбувається при температурі нижче 800 °С, але при її зростанні швидше відновлюється агломерат [29].

Основними мінеральними фазами агломерату є гематит, магнетит та ферит кальцію. Підвищення концентрації водню у відновному газі призводить до відновлення гематиту, але менше впливає на відновлення магнетиту [30]. Особливості відновлення агломерату порівняно з відновленням окатишів та руди обумовлені, перш за все, процесами деградації (руйнування), які в агломераті набагато сильніші. Під час відновлення в агломераті спостерігається багато тріщин, які спричинені об'ємним розширенням внаслідок відновлення гематиту до магнетиту при низький температурі (500-600 °С). При збільшенні рівня H_2 збільшується кількість утворених тріщин, що сприяє реакції відновлення гематиту до магнетиту. Утворення тріщин може впливати на швидкість відновлення при температурі від 700 °С до 800 °С. Збільшення вмісту FeO в агломераті призводить до зниження кількості гематиту. Відновлення гематиту до магнетиту відбувається при нагріванні до 700 °С, але не завершується повністю.

Для руди, структура якої є більш щільною ніж структура агломерату, руйнація зазвичай проявляється у вигляді поверхневого, а не внутрішнього розтріскування. Утворюється більша кількість наддрібнозернистих частинок < 0,5 мм.

Таким чином, одним з найважливіших висновків узагальнення результатів великої кількості теоретичних та експериментальних досліджень впливу водню на процеси відновлення заліза в доменній печі, з яким наразі погоджуються і більшість дослідників, і більшість практиків-доменщиків є те, що ці процеси дуже специфічні для різних типів сировини і різних умов. Велика кількість значущих факторів, які впливають на процеси відновлення, призводить до великої різноманітності моделей для їх пояснення, які іноді здаються суперечливими, оскільки під час досліджень використовувалися різні типи ЗРС різного хімскладу з різним рівнем домішок, різні газові суміші різного ступеня чистоти, різноманітна експериментальна апаратура і таке інше [31]. Тому для розуміння перспектив та проблем використання водневмісних газів для українських реалій необхідно досліджувати відновну поведінку конкретних типів сировини, які використовуються в умовах саме українських меткобінатів.

Вчені ІЧМ проводили дослідження впливу водневмісних газів на процеси відновлення в доменній печі ще з 1960-1970 років. В тому

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

числі, було проведено низку дослідно-промислових випробувань з важливими результатами. Зважаючи на те, що актуальність цієї тематики значно зросла в останні роки, а умови і параметри доменної плавки та склад ЗРС значно змінилися, в лабораторних умовах ІЧМ було проведено серію дослідів по вивченню відновної поведінки агломератів і окатишів, отриманих з одного з українських меткомбінатів, хімічний склад яких наведено в табл.1.

Таблиця 1– Хімічний склад агломерату і окатишів

Найменування матеріалу	Хімічний склад, %						Осн., од.
	$Fe_{заг.}$	FeO	SiO_2	CaO	Al_2O_3	MgO	
Агломерат	50,64	11,2	9,3	14,23	-	2,8	1,53
Окатиші	62,8	1,2	7,65	0,8	0,8	0,6	0,10

За умовами експерименту в реактор завантажували шар агломерату або окатишів масою 150 г крупністю 8-16 мм і нагрівали в струмі аргону до температури 950 °С. Далі інертний газ замінювали відновним різного складу (табл.2), який подавали зі швидкістю 3 або 5 л/хв і витримували протягом 60 хв., після чого зразок охолоджували в струмі аргону і визначали втрату маси зразка. Склад відновлювально-окислювальних газів компонували на основі результатів досліджень, які було проведено співробітниками ІЧМ під час зондування горнів комбінату «Криворіжсталь» з урахуванням складу колошникових газів на доменних печах, що працювали на комбінованому дутті з різною витратою природного та коксового газів.

Таблиця 2 – Склад відновного газу

1	23% CO_2 + 23% CO + 67% N_2 + 0% H_2
2	21,8% CO_2 + 21,8% CO + 51,4% N_2 + 5% H_2
3	20,7% CO_2 + 20,7% CO + 53,6% N_2 +10% H_2
4	18,4% CO_2 + 18,4% CO + 43,2% N_2 + 20% H_2

Ступінь відновлення R розраховували відповідно до стандарту ISO 4695:2015(E) на основі вимірювання маси навішування за формулою (7)

$$R = \left[\frac{0{,}111 \cdot w_1}{0{,}430 \cdot w_2} + \frac{\Delta m}{m_0 \cdot 0{,}430 \cdot w_2} \cdot 100 \right] \cdot 100 \qquad (7)$$

де m_0 – маса навішування, г; Δm – втрата маси навішування після відновлення, г; w_1 – вміст оксиду заліза (II) до відновлення, %; w_2 – загальний вміст заліза у навішуванні, %; 0,111 – коефіцієнт потреби в

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

кисні при відновленні FeO до Fe_2O_3; 0,430 – коефіцієнт потреби в кисні при відновленні Fe до Fe_2O_3.

Виміри та розрахунки показали, що втрата маси для окатишів в цих дослідах становила від 4,6% до 11,2%, відновлювальність від 17,7% до 40,4%. Для агломератів втрата маси становила від 2,9% до 7,1%, відновлювальність від 14,3% до 34,6%.

Як показав аналіз результатів лабораторних досліджень, при температурі 950 °С відновлювальність і агломератів і окатишів зростає при збільшенні вмісту водню у відновному газі та при зростанні швидкості подачі газу (рис.1). Тенденції однакові, але спостерігаються і суттєві відмінності. Найшвидше зростання відновлювальності відбувається в діапазоні від 0 до 10% водню, а далі її значення майже не змінюється, що означає, що для таких агломератів і окатишів українського виробництва вміст H_2 у водневмісному газі на рівні 10% є оптимальним, тому що подальше його збільшення не призводить до якогось відчутного ефекту, але збільшує виробничі витрати.

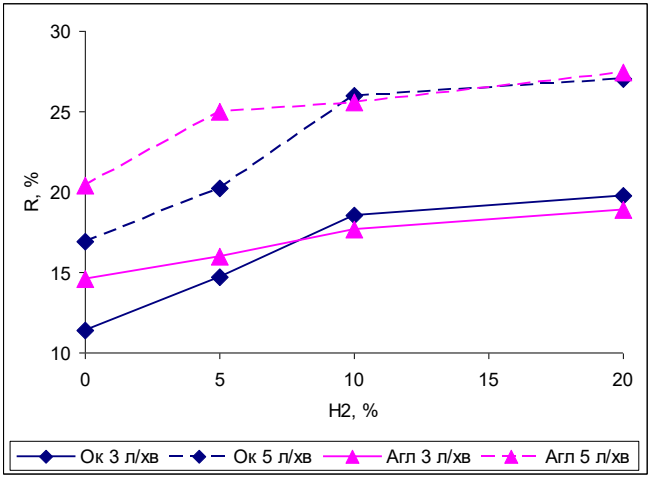


Рисунок 1 – Відновлювальність агломерату і окатишів при використанні газів з різним вмістом водню та різною швидкістю подачі.

За абсолютними значеннями при низькому вмісті водню відновлювальність окатишів нижче відновлювальності агломерату, але при підвищенні вмісту H_2 у відновному газі до рівня вище 8-10% стає такою же і навіть ненабагато більшою. Це пов'язано з відмінностями в структурі залізорудних матеріалів та змінами в кінетиці відновних

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

процесів – на початкових етапах відновлення з підвищенням вмісту водню в суміші відновних газів збільшується швидкість зародження і зростання зерен вюститу і заліза та швидкість відновлення, а на більш пізніх стадіях цей ефект уповільнюється через утворення на частках щільного зовнішнього шару, який перешкоджає дифузії відновних газів і подальшому відновленню.

Таким чином, спираючись на узагальнені результати великої кількості досліджень різних авторів та проаналізувавши результати лабораторних досліджень відновної поведінки ЗРС українського виробництва при використанні водневмісних відновних газів, можна зробити наступні висновки:

1. Незважаючи на все зростаючу кількість досліджень, присвячених вивченню впливу водню на відновні процеси в доменній печі, одним з найважливіших висновків, з яким наразі погоджуються і більшість дослідників, і більшість практиків-доменщиків є те, що ці процеси завжди специфічні для різних типів сировини та різних умов відновлення і залежать від багатьох факторів. На данний час однозначної загальновизнанної теорії щодо впливу водню на відновні процеси в доменній печі не існує, тому ефективне використання водневмісних газів в умовах України неможливе без проведення комплексних досліджень відновної поведінки конкретних видів залізорудної сировини, характерних саме для українських меткомбінатів.

2. Підвищення вмісту водню в суміші відновлювальних газів у температурному діапазоні 900-1000 °С для різних шихтових матеріалів супроводжується збільшенням відновлювальності, але характер таких залежностей має відмінності в різних діапазонах вмісту водню в газовій суміші.

3. Відновлювальність різних типів ЗРС підвищується при зростанні швидкості подачі газу.

4. Для ЗРС українського виробництва представленого хімічного складу оптимальним вмістом водню в відновних газах можна вважати приблизно 10%, подальше збільшення його концентрації не призводить до суттєвого росту відновлювальності, але може призвести до збільшення виробничих витрат.

Перелік посилань

1. https://unfccc.int/resource/docs/2015/cop21/eng/l09r01.pdf
2. Kinetics of Direct Iron Ore Reduction with CO-H_2 Gas Mixtures / E. Nyankson, Leiv Kolbeinsen // International Journal Of Engineering Research & Technology (IJERT). 2015. Vol. 04, Iss. 04. http://dx.doi.org/10.17577/IJERTV4IS040955

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

3. Spreitzer D., Schenk J. Iron Ore Reduction by Hydrogen Using a Laboratory Scale Fluidized Bed Reactor: Kinetic Investigation-Experimental Setup and Method for Determination. Metall Mater Trans. 2019. 50(5). https://doi.org/10.1007/s11663-019-01650-9

4. Lin H. Y., Chen Y. W., Li C. The Mechanism of Reduction of Iron Oxide by Hydrogen. Thermochim Acta. 2003. Vol. 400. Iss. 1-2. P. 61-67. https://doi.org/10.1016/S0040-6031(02)00478-1

5. Heihachi Kamura. Properties of Iron Made by the Process of Hydrogen Reduction. Journal of Electrochemical Society. 1932. Vol. 62. Iss. 1. P. 283-296.

6. Effect of Hydrogen Addition on Reduction Kinetics of Iron Oxides in Gas-injection BF // Y. Qie, Q. Lyu, J. Li et al // ISIJ Int. 2017. Vol. 57, 404. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2016-356

7. Solid State Reaction Kinetics of Iron Oxide Reduction Using Hydrogen as a Reducing Agent / Barde A. A., Klausner J. F., Mei R. // Int. J. Hydrogen Energy. 2016. Vol. 41, 10103-10119. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2015.12.129

8. Patisson F., Mirgaux O. Hydrogen Ironmaking: How it Works. Metals. 2020, Vol. 10, 922. https://doi.org/10.3390/met10070922

9. Review on the Kinetics of Iron Ore Reduction by Hydrogen / Heidari A., Niknahad N., Iljana M. et al // Materials. 2021. Vol. 14, 7540. https://doi.org/10.3390/ma14247540

10. Final Stage of Reduction of Iron Ores by Hydrogen / Fruehan R. J., Li Y., Brabie L., Kim E. J. / Scand. J. Metall. 2005. Vol. 34. P. 205-212. https://doi.org/10.1111/j.1600-0692.2005.00722

11. Reduction Kinetics of Iron Oxide Pellets with H_2 and CO Mixtures / Zuo H. B., Wang C., Dong J. J. et al // Miner. Metall. Mater. 2015. Vol. 22. P. 688-696. https://doi.org/10.1007/s12613-015-1123-x

12. Biswas K. Principles of Blast Furnace Ironmaking: Theory and Practice. Cootha Publishing House, Brisbane. 1981. 240 p.

13. Action Rules of H_2 and CO in Gas-Based Direct Reduction of Iron Ore Pellets / Yi L., Huang Z., Peng H. et al // Cent. South. Univ. 2012. Vol. 19. P. 2291-2296. https://doi.org/10.1007/s11771-012-1274-0

14. Solid State Reaction Kinetics of Iron Oxide Reduction Using Hydrogen as a Reducing Agent / Barde A. A., Klausner J. F., Mei R. // Int. J. Hydrogen Energy 2016. Vol. 41. P. 10103-10119. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2015.12.129

15. McKewan W.M. Kinetics of Iron Oxide Reduction. Trans. Am. Inst. Min. Metall. Eng. 1960. Vol. 218. P. 2-6

16. Isothermal and Non-Isothermal Reduction Behaviors of Iron Ore Compacts in Pure Hydrogen Atmosphere and Kinetic Analysis / Abourehab Hammam, Ying Li, Hao Nie1 et al // Mining, Metallurgy & Exploration. 2020. https://doi.org/10.1007/s42461-020-00317-318

17. Kinetics of Reduction of Iron Oxides by H_2: Part I: Low Temperature Reduction of Hematite / A. Pineau, N. Kanari, I. Gaballah // Thermochimica Acta. 2006. Vol. 447. Iss. 1. P. 89-100. https://doi.org/10.1016/j.tca.2005.10.004

18. Kinetics of Reduction of Iron Oxides by H_2: Part II. Low Temperature Reduction of Magnetite / A. Pineau, N. Kanari, I. Gaballah // Thermochimica Acta. 2007. Vol. 456, Iss. 2. P. 75-88. https://doi.org/10.1016/j.tca.2007.01.014

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

19. Kinetics of Hydrogen Reduction of Magnetite Ore Fines / Saikat Kumar Kuila, Ritayan Chatterjee, Dinabandhu Ghosh // International Journal of Hydrogen Energy. 2016. Vol. 41. Iss. 22. P. 9256-9266. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2016.04.075

20. Experimental Study of the Resistance duo to the Rate of Gas Flow on the Hydrogen Reduction of an Iron Oxide Pellet / Ohmi M., Usui T., Naito M. et al // Tetsu-to-Hangane 1981. Vol. 67. P. 1943-1951.

21. The Modeling of Hematite Reduction with Hydrogen Plus Carbon Monoxide Mixtures: Part II. The Direct Reduction Process in a Shaft Furnace Arrangement / Tsay Q. T., Ray W. H., Szekely J. // AIChE J. 1976. Vol. 22. P. 1072-1079. https://doi.org/10.1002/aic.690220617

22. El-Geassy A. A. Influence of Doping with CaO and/or MgO on Stepwise Reduction of Pure Hematite Compacts. Ironmak Steelmak. 1999. Vol. 26. P. 41-52 https://doi.org/10.1179/irs.1999.26.1.41

23. Effect of Basicity on the Reduction Behavior of Iron Ore Pellets / Manoja Kumar Mohanty, Srishti Mishra, Bhagiratha Mishra et al // Arabian Journal for Science and Engineering. 2018. https://doi.org/10.1007/s13369-018-3107-4

24. Investigation of Iron Oxide Reduction by TEM / Rau M. F., Rieck D., Evans J. W. // Metall. Trans. B. 1987. Vol. 18. P. 257-278. https://doi.org/10.1007/BF02658451

25. Der Mechanismus der Reduktion von porigen Eisenerzen durch Wasserstoff / Bogdandy V. L., Schulz H. P., Wiirzner B. et al. // Arch. Eisenhuttenwes. 1963. Vol. 34. P. 401-409

26. El-Geassy A. H. Rate Controlling Step in the Reduction of Iron Oxides, Kinetics and Mechanism of Wustite-Iron Step in H2, CO and H2/CO Gas Mixtures // IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng. 2017. Vol. 229. P. 1-10. https://doi.org/10.1088/1757-899X/229/1/012002

27. Comparison of Microstructures of Magnetite Reduced by H_2 and CO under Microwave Field / Zhou M., Ai L., Hong L. et al // Metals. 2023. Vol. 13, 1367. https://doi.org/10.3390/met13081367

28. Influence of Microstructure and Atomic-Scale Chemistry on the Direct Reduction of Iron Ore with Hydrogen at 700 °C / Se-Ho Kim, Xue Zhang, Yan Maa et al // Acta Materialia. 2012, 212. https://doi.org/10.1016/j.actamat.2021.116933

29. Reduction of Iron Ore Pellets, Sinter, and Lump Ore under Simulated Blast Furnace Conditions / Heikkilä A., Iljana M., Bartusch H. et al // Steel Res. Int. 2020. Vol. 91, 2000047. https://doi.org/10.1002/srin.202000047

30. Effect of Hydrogen Concentration in Reducing Gas on the Changes in Mineral Phases during Reduction of Iron Ore Sinter // Taichi Murakami, Hiroki Wakabayashi, Daisuke Maruoka et al // ISIJ International. 2020. Vol. 60. Iss. 12. P. 2678-2685. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2020-180

31. Modelling a New, Low CO_2 Emissions, Hydrogen Steelmaking Process / A. Ranzani da Costa, D. Wagner et al // J. Clean. Prod. 2013. Vol. 46. P. 27-35. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2012.07.045

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

References

1. https://unfccc.int/resource/docs/2015/cop21/eng/l09r01.pdf
2. Nyankson, E., & Kolbeinsen L. (2015). Kinetics of Direct Iron Ore Reduction with CO-H_2 Gas Mixtures. *International Journal Of Engineering Research & Technology (IJERT)*, 4(4). http://dx.doi.org/10.17577/IJERTV4IS040955
3. Spreitzer, D., & Schenk, J. (2019). Iron Ore Reduction by Hydrogen Using a Laboratory Scale Fluidized Bed Reactor: Kinetic Investigation-Experimental Setup and Method for Determination. *Metall Mater Trans*., 50(5). https://doi.org/10.1007/s11663-019-01650-9
4. Lin, H. Y., Chen, Y. W., & Li, C. (2003). The Mechanism of Reduction of Iron Oxide by Hydrogen. *Thermochim Acta*, 400(1-2), 61-67. https://doi.org/10.1016/S0040-6031(02)00478-1
5. Kamura, H. (1932). Properties of Iron Made by the Process of Hydrogen Reduction. *Journal of Electrochemical Society*, 62(1), 283-296
6. Qie, Y., Lyu, Q., Li, J. et al. (2017). Effect of Hydrogen Addition on Reduction Kinetics of Iron Oxides in Gas-injection BF. *ISIJ Int*., 57, 404. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2016-356
7. Barde, A. A., Klausner, J. F., & Mei, R. (2016). Solid State Reaction Kinetics of Iron Oxide Reduction Using Hydrogen as a Reducing Agent. *Int. J. Hydrogen Energy*, 41, 10103-10119. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2015.12.129
8. Patisson, F., & Mirgaux, O. (2020). Hydrogen Ironmaking: How it Works. *Metals*, 10, 922. https://doi.org/10.3390/met10070922
9. Heidari, A., Niknahad, N., Iljana, M. et al. (2021). Review on the Kinetics of Iron Ore Reduction by Hydrogen. *Materials*, 14, 7540. https://doi.org/10.3390/ma14247540
10. Fruehan, R. J., Li, Y., Brabie, L., & Kim, E. J. (2005). Final Stage of Reduction of Iron Ores by Hydrogen. *Scand. J. Metall*, 34, 205-212. https://doi.org/10.1111/j.1600-0692.2005.00722
11. Zuo, H.B., Wang, C., Dong, J.J. et al. (2015). Reduction Kinetics of Iron Oxide Pellets with H_2 and CO Mixtures. *Miner. Metall. Mater*, 22, 688-696. https://doi.org/10.1007/s12613-015-1123-x
12. Biswas K. (1981). *Principles of Blast Furnace Ironmaking: Theory and Practice.* Cootha Publishing House, Brisbane
13. Yi, L., Huang, Z., Peng, H. et al. (2012). Action Rules of H_2 and CO in Gas-Based Direct Reduction of Iron Ore Pellets. *Cent. South. Univ*., 19, 2291-2296. https://doi.org/10.1007/s11771-012-1274-0
14. Barde, A. A., Klausner, J. F., & Mei, R. (2016). Solid State Reaction Kinetics of Iron Oxide Reduction Using Hydrogen as a Reducing Agent. *Int. J. Hydrogen Energy*. 2016, 41, 10103-10119. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2015.12.129
15. McKewan, W. M. (1960). Kinetics of Iron Oxide Reduction. *Trans. Am. Inst. Min. Metall. Eng.*, 218, 2-6
16. Hammam, A., Li, Y., Nie1, H. et al. (2020). Isothermal and Non-Isothermal Reduction Behaviors of Iron Ore Compacts in Pure Hydrogen Atmosphere and

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Kinetic Analysis. *Mining, Metallurgy & Exploration*. https://doi.org/10.1007/s42461-020-00317-318

17. Pineau, A., Kanari, N., & Gaballah, I. (2006). Kinetics of Reduction of Iron Oxides by H_2: Part I: Low Temperature Reduction of Hematite. *Thermochimica Acta*, 447(1), 89-100. https://doi.org/10.1016/j.tca.2005.10.004

18. Pineau, A., Kanari, N., & Gaballah, I. (2007). Kinetics of Reduction of Iron Oxides by H_2: Part II. Low Temperature Reduction of Magnetite. *Thermochimica Acta*, 456(2), 75-88. // https://doi.org/10.1016/j.tca.2007.01.014

19. Kuila, S. K., Chatterjee, R., & Ghosh, D. (2016). Kinetics of Hydrogen Reduction of Magnetite Ore Fines. *International Journal of Hydrogen Energy*, 41(22), 9256-9266. https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2016.04.075

20. Ohmi, M., Usui, T., Naito, M. et al. (1981). Experimental Study of the Resistance duo to the Rate of Gas Flow on the Hydrogen Reduction of an Iron Oxide Pellet. *Tetsu-to-Hangane*, 67, 1943-1951

21. Tsay, Q. T., Ray, W. H., & Szekely, J. (1976). The Modeling of Hematite Reduction with Hydrogen Plus Carbon Monoxide Mixtures: Part II. The Direct Reduction Process in a Shaft Furnace Arrangement. *AIChE J.*, 22, 1072-1079. https://doi.org/10.1002/aic.690220617

22. El-Geassy, A. A. (1999). Influence of Doping with CaO and/or MgO on Stepwise Reduction of Pure Hematite Compacts. *Ironmak Steelmak*, 26, 41-52. https://doi.org/10.1179/irs.1999.26.1.41

23. Mohanty, M. K., Mishra, S., Mishra, B. et al. (2018). Effect of Basicity on the Reduction Behavior of Iron Ore Pellets. *Arabian Journal for Science and Engineering*. https://doi.org/10.1007/s13369-018-3107-4

24. Rau, M. F., Rieck, D., & Evans, J. W. (1987). Investigation of Iron Oxide Reduction by TEM. *Metall. Trans. B*, 18, 257-278. https://doi.org/10.1007/BF02658451

25. Bogdandy, V. L., Schulz, H. P., Wiirzner, B. et al. (1963). Der Mechanismus der Reduktion von porigen Eisenerzen durch Wasserstoff. *Arch. Eisenhuttenwes*, 34, 401-409

26. El-Geassy, A. H. (2017). Rate Controlling Step in the Reduction of Iron Oxides, Kinetics and Mechanism of Wustite-Iron Step in H2, CO and H2/CO Gas Mixtures. *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, 229, 1-10. https://doi.org/10.1088/1757-899X/229/1/012002

27. Zhou, M., Ai, L., Hong, L. et al. (2023). Comparison of Microstructures of Magnetite Reduced by H_2 and CO under Microwave Field. *Metals*, 13, 1367. https://doi.org/10.3390/met13081367

28. Kim, S.-H., Zhang, X., Maa, Y. et al. (2012). Influence of Microstructure and Atomic-Scale Chemistry on the Direct Reduction of Iron Ore with Hydrogen at 700 °C. *Acta Materialia*, 212. https://doi.org/10.1016/j.actamat.2021.116933

29. Heikkilä, A., Iljana, M., Bartusch, H. et al. (2020). Reduction of Iron Ore Pellets, Sinter, and Lump Ore under Simulated Blast Furnace Conditions. *Steel Res. Int.*, 91, 2000047. https://doi.org/10.1002/srin.202000047

30. Murakami, T., Wakabayashi, H., Maruoka, D. et al. (2020). Effect of Hydrogen Concentration in Reducing Gas on the Changes in Mineral Phases during

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Reduction of Iron Ore Sinter. *ISIJ International*, 60(12), 2678-2685 https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2020-180

31. Ranzani da Costa, A., Wagner, D. et al (2013). Modelling a New, Low CO_2 Emissions, Hydrogen Steelmaking Process. *J. Clean. Prod*., 46, 27-35. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2012.07.045

O. S. Nesterov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-0183-0327
L. I. Harmash[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-6873-6685
I. H. Muravyova[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, Leading Researcher, ORCID 0000-0001-5926-7787
O. L. Chaika[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-1678-2580
K. P. Lopatenko[1], Researcher
M. H. Boldenko[1], Junior Researcher

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

INFLUENCE OF HYDROGEN ON REDUCTION PROCESSES IN A BLAST FURNACE

Abstract. The development and implementation of new low-carbon technologies is an urgent strategic task for the ferrous metallurgy. The use of hydrogen instead of carbon as a reducing agent in blast furnace processes is a promising way to significantly reduce harmful emissions, but the efficient use of hydrogen requires an in-depth study of the influence of various factors (temperature, chemical composition, porosity, reduction time, etc.) on the reduction processes. Despite a large number of studies, there is still no unambiguous and generally accepted theory that would generalize all the patterns of hydrogen reduction processes in a blast furnace, and the results of studies which were conducted under various conditions are quite contradictory. To determine the prospects and problems of using hydrogen-containing gases in Ukrainian metallurgical plants, it is necessary to study the reduction behavior of various types of raw materials characteristic of Ukrainian realities. A number of studies of the effect of hydrogen on reduction processes in a blast furnace for different types of iron ore raw materials of Ukrainian production were conducted in the laboratory conditions of the ISI. The reduction processes were modeled on the laboratory equipment of the ISI using various mixtures of reducing gases close to industrial conditions. The effect of hydrogen content, heating rate and gas feed rate on the mass loss of the samples was studied and then the reduction index R was calculated. It was determined that an increase of the hydrogen content in the reducing gas mixture in the temperature range of 900-1000 °C is accompanied by an improvement in reduction for various charge materials, but the reduction behavior of the sinter and pellets differs significantly for different ranges of hydrogen content in the gas mixture and different feed rates. Analysis of the experimental data allowed to determine the most effective ranges of hydrogen content in the reducing gas for these conditions. The results obtained confirm the effectiveness of using hydrogen as a reducing agent in the conditions of Ukrainian

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

blast furnace, and the obtained patterns and conclusions can be used to improve technologies that facilitate the production of environmentally friendly steel.

Key words: decarbonization, reduction processes, hydrogen, iron ore raw materials, reducibility.

For citation: Nesterov, O. S., Harmash, L. I., Muravyova, I. H., Chaika, O. L., Lopatenko, K. P., & Boldenko, M. H. (2024). Influence of hydrogen on reduction processes in a blast furnace. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 103-119. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-103-119

Стаття надійшла до редакції збірника 12.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-120-145
УДК 669.162.21:661.97:001.8

О. Л. Чайка[1], к.т.н., с.н.с., зав. лаб. теплотехніки і енергозберігаючих технологій, ORCID 0000-0003-1678-2580
Б. В. Корнілов[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-5544-3023
І. Г. Муравйова[1], д.т.н., пров.н.с., ORCID 0000-0001-5926-7787
Л. І. Гармаш[1], к.т.н., с.н.с., с.н.с., ORCID 0000-0002-6873-6685
А. О. Москалина, к.т.н., н.с., ORCID 0000-0001-9552-2853
В. В. Лебідь[1], к.т.н., с.н.с.
М. М. Ізюмський[1], м.н.с., ORCID 0000-0002-5164-4450
М. Г. Джигота[1], провідний інж., ORCID 0000-0003-3062-5127

[1] *Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України*

АНАЛІЗ ІСНУЮЧИХ ТА ПЕРСПЕКТИВНИХ ТЕХНОЛОГІЙ ДОМЕННОЇ ПЛАВКИ, ЩО ЗАБЕЗПЕЧУЮТЬ ЗМЕНШЕННЯ ВИКИДІВ ДІОКСИДУ ВУГЛЕЦЮ ДЛЯ СУЧАСНИХ ТА ПЕРСПЕКТИВНИХ УМОВ ВИРОБНИЦТВА ЧАВУНУ В УКРАЇНІ

Анотація. У статті обговорюються результати теплоенергетичного та ексергетичного розрахунків можливостей нових та існуючих технологій зменшення викидів діоксиду вуглецю та витрати коксу, збільшення виробництва чавуну за рахунок вдування в горн різних паливних добавок – ПВП, водню, мазуту, природного, коксового та угарного газу, застосування металодобавок, збільшення температури дуття, теплових втрат та покращення газорозподілу в доменній печі. Розрахунки виконані з використанням розробленої в ІЧМ НАНУ математичної моделі повного енергетичного балансу доменної плавки, виконано оцінку впливу потенціалу нових та існуючих технологій на зменшення викидів CO_2 та техніко-економічні показники доменної плавки при зміні витрати паливних добавок та їх комбінацій в широкому діапазоні, використання металодобавок та зміни технологічних параметрів роботи доменної печі. Результати дослідження показали, що викиди CO_2 у доменному виробництві можна знизити на 25–30% за рахунок внесення змін до технології доменної плавки і залежать від інвестицій, сировинної та енергетичної бази металургійного підприємства, рівня існуючої технології доменної плавки. Розглянуто вплив маловитратних заходів щодо збільшення температури дуття, застосування чистих металодобавок, зменшення теплових втрат та покращення газорозподілу у доменній печі на скорочення викидів діоксиду вуглецю та техніко-економічні показники доменної плавки. Встановлено граничні значення вдування різних паливних добавок у горно доменній печі, які визначаються такими факторами: ступенем прямого

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

відновлення заліза, теоретичною температурою горіння, наявністю технічного кисню та температурою колошникового газу. Результати можуть бути корисними для визначення економічної доцільності того чи іншого заходу щодо зниження викидів CO_2 у доменному виробництві.

Ключові слова: домена піч, декарбонізація, природний газ, коксовий газ, витрата коксу.

Посилання для цитування: Аналіз існуючих та перспективних технологій доменної плавки, що забезпечують зменшення викидів діоксиду вуглецю для сучасних та перспективних умов виробництва чавуну в Україні / О. Л. Чайка, Б. В. Корнілов, І. Г. Муравйова, Л. І. Гармаш, А. О. Москалина, В. В. Лебідь, М. М. Ізюмський, М. Г. Джигота // Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. 2024. Вип. 38. С. 120-145. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-120-145.

Вступ. У зв'язку з глобальним потеплінням та пов'язаними з ним негативними наслідками в майбутньому більшість країн світу, у тому числі й Україна, ратифікували Паризьку угоду щодо клімату (2016 р.) та Угоду 25-ї Конференції сторін Рамкової конвенції ООН щодо зміни клімату (2019 р., Мадрид), які зобов'язують зменшити викиди CO_2. При цьому у світовій структурі викидів CO_2 на металургію припадає 6-8% викидів CO_2. Причому в структурі викидів CO_2 України на долю металургії станом на 2021 рік приходилось 26% [1-4].

За прогнозами Міжнародного Енергетичного Агентства (IEA) до 2050 року доменне виробництво збережеться як домінуюча ланка в отриманні сталі, оскільки вона є найбільш економічно вигідною з тепловим коефіцієнтом корисної дії до 90% і більше. У порівнянні з іншими технологіями виробництва чавуну, доменні печі дозволяють гнучкіше і динамічніше працювати з рудою різної якості. Щодо продуктивності, то доменні печі значно випереджають інші технології. Завдяки цим перевагам на доменно-конвертерні технології припадає переважна частина (60-70%) світового виробництва сталі. Нові технології одержання сталі почнуть активно впроваджуватися лише після 2030 року, і це до 2050 року може призвести до зменшення традиційного способу виробництва сталі на 50%. Однак це можливо лише за умови значних у десятки мільярдів доларів інвестицій у реалізацію нових технологій. Тому зменшення викидів CO_2 із доменної печі як найбільш енергоємного виробництва у циклі виробництва сталі дозволить зберегти конкурентоспроможність металургійної галузі в Україні та світі особливо в умовах введення системи торгівлі квотами на викиди CO_2 (EU ETS) [1, 5-6]. Таким чином, питання декарбонізації доменного виробництва є актуальним.

Мета роботи. Дослідження впливу існуючих та перспективних

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

технологій доменної плавки на скорочення викидів CO_2 з доменної печі та техніко-економічні показники доменної плавки.

Методика досліджень. Для оцінки впливу потенціалу нових та існуючих технологій виробництва чавуну на зменшення викидів CO_2 та техніко-економічні показники доменної плавки виконано розрахунки з використанням розробленої в ІЧМ НАНУ математичної моделі повного енергетичного балансу доменної плавки [7].

Методика складання повного енергетичного балансу ґрунтується на основі трьох законів термодинаміки та придатна для аналізу будь-яких процесів. Ця методика отримала назву повного енергетичного балансу, оскільки дозволяє врахувати всі види енергії, включаючи хімічну енергію палива, сировини та матеріалів у прихідній частині, а також продуктів та відходів процесу у витратній [8-13]. Повний енергетичний баланс дозволяє оцінити ступінь енергоефективності та вибрати способи зниження енергоємності продукції.

Повний енергетичний баланс стосовно до доменного виробництва включає загальний розрахунок і спільний розгляд матеріального, теплового та ексергетичного балансів. Матеріальний баланс розраховується у системі обліку В. П. Ієвського, теплової – за теплоенергетичною моделлю І. Д. Семікіна, ексергетичний – розвиток праць А. В. Бородуліна та В. С. Степанова [11-15].

Вплив застосування паливних добавок на викиди CO_2 та техніко-економічні показники. Аналіз впливу пиловугільного палива (ПВП) та водневмісних паливних добавок (таких як природний та коксовий газ) на викиди CO_2 та техніко-економічні показники роботи доменної печі проводиться у широкому діапазоні зміни витрати:

- ПВП – від 0 до 250 кг/т;
- природний газ (ПГ) – від 0 до 200 $м^3$/т;
- коксовий газ (КГ) – від 0 до 300 $м^3$/т;
- водень – від 0 до 500 $м^3$/т;
- мазут – від 0 до 200 кг/т;
- угарний газ (CO) – від 0 до 300 $м^3$/т.

Розрахунки застосування пиловугільного палива виконувались при зміні теоретичної температури горіння 1800-2200ºС для різних марок вугілля, а газоподібних паливних добавок – при зміні теоретичної температури горіння 1800-2200ºС та при постійній теоретичній температурі – 2100ºС. Підтримка теоретичної температури горіння на заданому рівні здійснювалася збільшенням вмісту пари в дутті (для її зниження) та кисню (для її підвищення).

Вплив використання ПВП на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. Відносно до пиловугільного палива встановлено, що досягти максимального виробництва (~5000 т/добу) та

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

мінімальної витрати коксу (~273 кг/т чавуну) дозволяє застосування для ПВП антрациту (АП) витратою 250 кг/т. Дещо менший ефект має застосування для ПВП пісного (П) (~4700 т/добу і 311 кг/т чавуну відповідно) та слабкоспікливого (СС) (~4450 т/добу і 293 кг/т чавуну відповідно) вугілля. Мінімальне виробництво та максимальна витрата коксу досягається при використанні вугілля марок Б (бурий) – виробництво ~3500 т/добу і витрата коксу ~395 кг/т та Д (довгополуменевий) – ~3800 т/добу та ~350 кг/т відповідно (рис. 1).

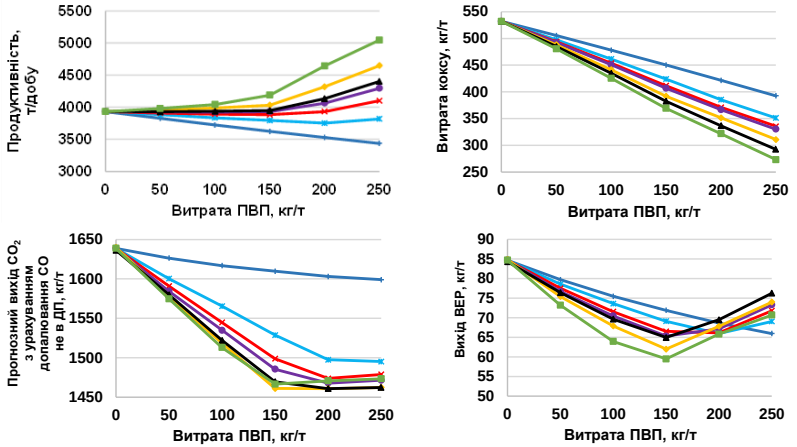


Рисунок 1 – Вплив марок ПВП на продуктивність печі, витрату коксу, вихід вторинних енергетичних ресурсів та вихід вторинних енергоресурсів та прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю
Марки вугілля для ПВП:

При цьому вихід вторинних енергоресурсів (енергія колошникового газу, яку можна отримати допалюючи його до CO_2) для більшості марок вугілля (за винятком бурого) для ПВП має тенденцію зменшення з 85 кг умовного палива на тонну чавуну (далі – ум. пал./т) при плавці без ПВП до 60-65 кг ум. пал./т при витраті ПВП ~150 кг/т, з подальшим збільшенням до 68-76 кг ум. пал./т. Збільшення витрати ПВП від 0 до 250 кг/т при застосуванні бурого вугілля призводить до зменшення виходу енергоресурсів з 85 кг ум. пал./т до 65 кг ум. пал./т.

Прогнозний вихід CO_2 на тонну чавуну з врахуванням допалювання CO поза доменною піччю зменшується зі збільшенням витрати ПВП. Якщо при використанні бурого вугілля для ПВП при збільшенні його витрати можна досягти мінімального зменшення виходу CO_2 ~40 кг/т (з 1640 до 1600 кг/т), то для інших марок вугілля це зменшення буде більш

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

суттєвим – на 140-180 кг/т (з 1640 до 1460-1500 кг/т). Варто зауважити, що зменшення виходу CO_2 спостерігається зі збільшенням витрати ПВП до 150-200 кг/т, а потім практично не змінюється, а для деяких марок вугілля, наприклад, антрациту, – збільшується.

Таким чином встановлено, що застосування різних марок вугілля (крім бурого) для ПВП із витратою ~150 кг/т і більше дозволяє зменшити вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю на 8,5-11% порівняно з доменною плавкою тільки на коксі.

Вплив використання природного газу на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. Збільшення витрати природного газу для вдування в доменну піч в кількості з 0 до 200 м^3/т при підтримці теоретичної температури на постійному рівні призводить до збільшення продуктивності на 117%, з ~4000 т/добу до ~8700 т/добу. При цьому збільшення витрат природного газу в кількості від 0 до 200 м^3/т при змінній теоретичній температурі призводить до збільшення продуктивності на 30%, з ~4000 т/добу до ~5200 т/добу. Це пов'язано з істотною відмінністю вмісту технічного кисню в дутті (для зміни загального вмісту кисню в дутті), необхідного для підтримки теоретичної температури на необхідному рівні (рис. 2).

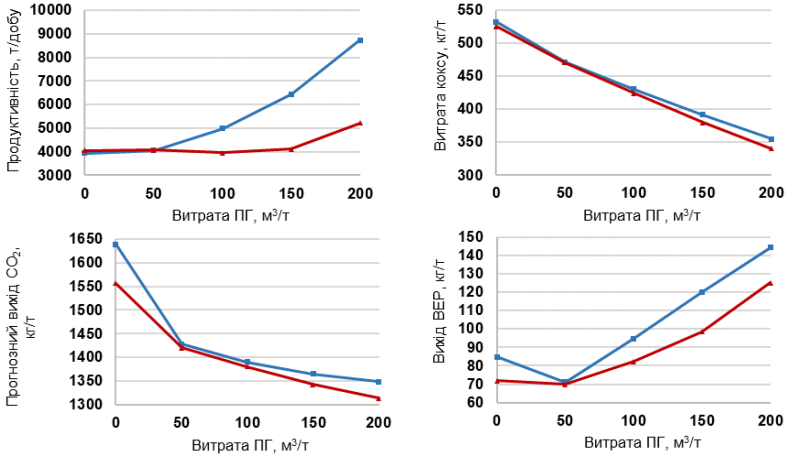


Рисунок 2 – Вплив витрати природного газу на продуктивність печі, витрату коксу, вихід вторинних енергетичних ресурсів та прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO до CO_2 поза доменною піччю за підтримки теоретичної температури горіння на постійному рівні (—■—) та змінної теоретичної температури (—▲—)

Застосування природного газу в доменній печі дозволяє зменшити витрати коксу на 1,7% / 1,8% на кожні 10 м^3/т ПГ за постійної / змінної

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

теоретичної температури горіння.

Вихід вторинних енергоресурсів при витраті ПГ 50-200 м^3/т збільшується: при постійній теоретичній температурі – з 70 до 145 кг ум. пал./т, за змінної – з 70 до 125 кг ум. пал./т.

Прогнозний вихід CO_2 на тонну чавуну з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю зменшується зі збільшенням витрат природного газу. Застосування ПГ у кількості 50 м^3/т порівняно з безгазовою плавкою дозволяє зменшити прогнозний вихід CO_2 на 12,8%, з 1640 кг/т до 1430 кг/т за постійної теоретичної температури і з 1560 кг/т до 1420 кг/т за змінної. Це пов'язано з тим, що зменшується кількість пари, необхідної для підтримки теоретичної температури на постійному рівні (2100ºС) / у раціональному діапазоні (1800-2200ºС) – на безгазовій шихті з 41 / 25 г/м^3 до 6 / 4 г/м^3 при застосуванні 50 м^3/т природного газу. Тому оцінку впливу природного газу на викиди CO_2 необхідно проводити за постійної кількості пари у дутті, тобто при витраті газу 50 м^3/т і більше.

Збільшення витрати природного газу з 50 до 200 м^3/т дозволяє зменшити прогнозний вихід CO_2 на 5,6% (з 1430 до 1350 кг/т) при постійній теоретичній температурі та на 7,7% (з 1420 до 1310 кг/т) при змінній.

Таким чином встановлено, що збільшення витрати природного газу на кожні ~50 м^3/т дозволяє зменшити вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO поза доменною печі до CO_2 на ~1,9-2,6%.

Вплив використання коксового газу на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. Збільшення витрати коксового газу для вдування доменну піч у кількості з 0 до 300 м^3/т при підтримці теоретичної температури на постійному рівні призводить до збільшення продуктивності з ~4000 т/добу до ~7550 т/добу. При цьому збільшення витрати коксового газу в кількості від 0 до 250 м^3/т при змінній теоретичній температурі не істотно впливає на зміну продуктивності, збільшення продуктивності до ~4550 т/добу можна досягти при витраті коксового газу 300 м^3/т. Це пов'язано з істотною відмінністю вмісту технічного кисню в дутті (для зміни загального вмісту кисню в дутті), необхідного для підтримки теоретичної температури на необхідному рівні (рис. 3).

Застосування коксового газу в доменній печі дозволяє зменшити витрати коксу на 0,87% / 0,92% на кожні 10 м^3/т КГ, що еквівалентно зменшенню витрат коксу на 0,46 кг/м^3 / 0,49 кг/м^3 коксового газу при постійній / змінній теоретичної температури горіння. Таким чином, аналітичним шляхом встановлено коефіцієнт заміни коксу на коксовий газ при вдуванні в доменну піч, який відрізняється від відомих – 0,46-0,49 кг/м^3.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

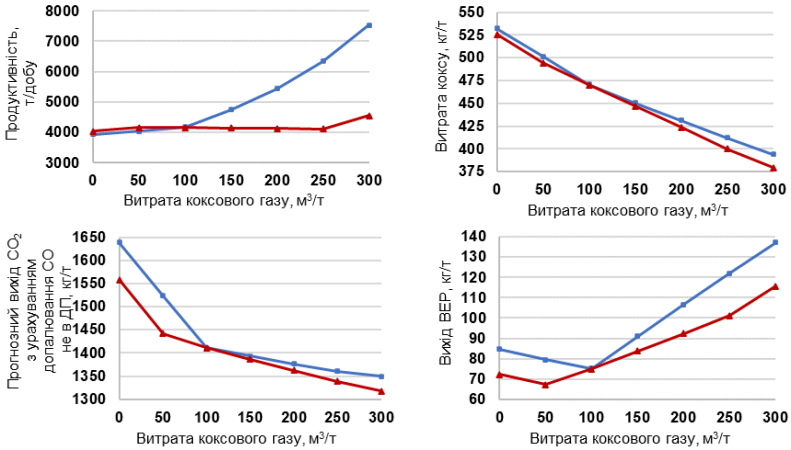


Рисунок 3 – Вплив витрати коксового газу на продуктивність печі, вихід вторинних енергетичних ресурсів та витрату коксу, прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO до CO_2 поза доменною піччю за підтримки теоретичної температури горіння на постійному рівні (—■—) та змінної теоретичної температури (—▲—)

Вихід вторинних енергоресурсів має екстремум. Зменшується: при змінній теоретичній температурі та збільшенні витрати КГ до 50 м^3/т – з 72 до 67 кг ум. пал./т, за постійної теоретичної температури та збільшення витрати КГ до 100 м^3/т – з 85 до 95 кг ум. пал./т. Після досягнення цих екстремумів – збільшується: при змінній теоретичній температурі та збільшенні витрати КГ з 50 до 300 м^3/т – з 67 до 116 кг ум. пал./т, за постійної та збільшення витрати КГ з 50 до 300 м^3/т – з 75 до 137 кг ум. пал./т. Наявність екстремуму ймовірно пов'язане із застосуванням пари для підтримки теоретичної температури на постійному рівні або раціональному діапазоні.

Прогнозний вихід CO_2 на тонну чавуну з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю зменшується зі збільшенням витрати коксового газу. Причому характер його зменшення нерівномірний: при постійній теоретичній температурі застосування КГ у кількості 100 м^3/т порівняно з безгазовою плавкою дозволяє зменшити прогнозний вихід CO_2 на 13,9% (1640 до 1410 кг/т); при змінній теоретичній температурі застосування КГ у кількості 50 м^3/т порівняно з безгазовою плавкою дозволяє зменшити прогнозний вихід CO_2 на 7,5% (з 1560 до 1430 кг/т). Це пов'язано з тим, що зменшується кількість пари, необхідної для підтримки теоретичної температури на постійному рівні / у раціональному діапазоні – на безгазовій шихті з 41 / 25 г/м^3 до 4 / 5 г/м^3 при застосуванні 50 / 100 м^3/т коксового газу. Тому оцінку впливу

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

коксового газу на викиди CO_2 потрібно проводити за постійної кількості пари в дутті, тобто при витраті коксового газу понад 100 / 50 м^3/т при постійній / змінній теоретичній температурі.

Збільшення витрати коксового газу зі 100 до 300 м^3/т дозволяє зменшити прогнозний вихід CO_2 на 4,3% (з 1410 до 1350 кг/т) за постійної теоретичної температури та при зміні витрати коксового газу з 50 до 300 м^3/т на 8,6% (з 1440 до 1320 кг/т) за змінної.

Таким чином встановлено, що збільшення витрати коксового газу на кожні ~50 м^3/т дозволяє зменшити вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю на 1,1% / 1,7% за постійної / змінної теоретичної температури горіння відповідно.

Вплив використання водню на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. Збільшення витрати водню (H_2) для вдування в доменну піч у кількості з 0 до 585 м^3/т при підтримці теоретичної температури на постійному рівні призводить до збільшення продуктивності з ~4000 т/добу до ~9800 т/добу. При цьому збільшення витрати водню в кількості від 0 до 600 м^3/т за змінної теоретичної температури менш істотно впливає на збільшення продуктивності – до ~5900 т/добу. Це пов'язано з істотною відмінністю вмісту технічного кисню в дутті (для зміни загального вмісту кисню в дутті), необхідного для підтримки теоретичної температури на необхідному рівні (рис. 4).

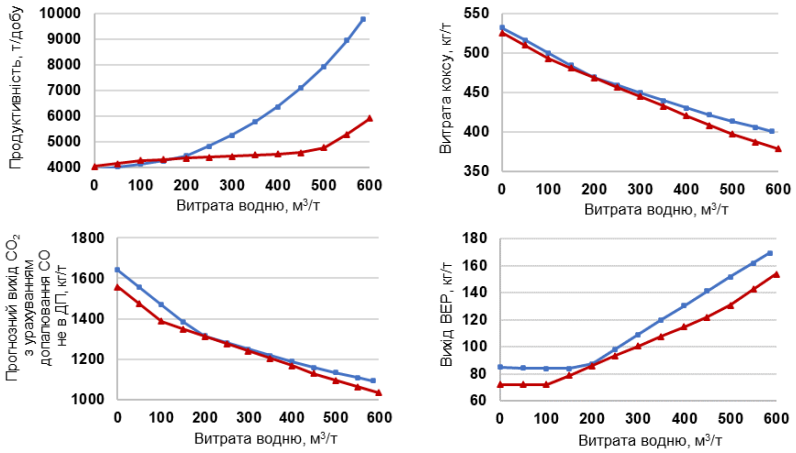


Рисунок 4 – Вплив витрати водню на продуктивність печі, витрату коксу, вихід вторинних енергетичних ресурсів та прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO до CO_2 поза доменною піччю за підтримки теоретичної температури горіння на постійному рівні (—■—) та змінної теоретичної температури (—▲—)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Застосування водню в доменній печі дозволяє зменшити витрату коксу на 0,48% / 0,46% на кожні 10 м^3/т H_2, що еквівалентно зменшенню витрат коксу на 0,25 кг/м^3 / 0,22 кг/м^3 водню при постійній / змінній теоретичній температури горіння. Таким чином, вперше аналітичним шляхом встановлено коефіцієнт заміни коксу воднем при застосуванні водню в доменній плавці – 0,22-0,25 кг/м^3.

Вихід вторинних енергоресурсів практично не змінюється при витраті водню менше 150 / 100 м^3/т при постійній / змінній теоретичній температурі.

При постійній теоретичній температурі збільшення витрати водню зі 150 до 585 м^3/т призводить до збільшення виходу вторинних енергоресурсів (ВЕР) із 84 до 169 кг ум. пал./т. При змінній теоретичній температурі збільшення витрати водню зі 100 до 600 м^3/т призводить до збільшення виходу ВЕР із 72 до 154 кг ум. пал./т.

Прогнозний вихід CO_2 на тонну чавуну з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю зменшується зі збільшенням витрати водню. Причому характер його зменшення нерівномірний: при постійній теоретичній температурі застосування H_2 у кількості 150 м^3/т порівняно з безгазовою плавкою та дозволяє зменшити прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю на 15,5% (з 1640 до 1385 кг/т); при змінній теоретичній температурі застосування H_2 у кількості 100 м^3/т порівняно з безгазовою плавкою дозволяє зменшити прогнозний вихід CO_2 на 10,9% (з 1560 до 1390 кг/т). Це пов'язано з тим, що зменшується кількість пари, необхідної для підтримки теоретичної температури на постійному рівні / у раціональному діапазоні – на безгазовій шихті з 41 / 25 г/м^3 до 4 / 4 г/м^3 при застосуванні водню 150 / 100 м^3/т.

Тому оцінку впливу водню на викиди CO_2 необхідно проводити за постійної кількості пари в дутті, тобто при витраті водню понад 150 / 100 м^3/т при постійній / змінній теоретичній температурі.

Збільшення витрати водню зі 150 до 585 м^3/т дозволяє зменшити прогнозний вихід CO_2 на 21,3% (з 1385 до 1090 кг/т) при постійній теоретичній температурі та зміні витрати водню зі 100 до 600 м^3/т на 25,9% (з 1390 до 1030 кг/т) при змінній теоретичній температурі.

Таким чином встановлено, що збільшення витрати водню на кожні ~50 м^3/т дозволяє зменшити вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю на 2,4% / 2,6% за постійної / змінної теоретичної температури горіння відповідно.

Результати, отримані при моделюванні вдування водню в доменну піч узгоджуються з результатами, отриманими авторами [16-17], щодо обмежень, які накладаються на вдування водню та величину коефіцієнту заміни коксу воднем. Обмеження на кількість вдування

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

водню в горно доменної печі в джерелі [16] дещо нижче в порівнянні з отриманими результатами, що може бути пов'язано з вхідними умовами роботи доменної печі – за базовий період обрана доменна піч, що працює на гарячому агломераті, використання якого в значній мірі зменшило обмежуючий вплив температури колошникового газу при збільшенні витрати водню.

Таким чином, використання гарячого агломерату може бути перспективним технологічним прийомом, що забезпечить збільшення витрати водню в доменній печі.

Вплив використання мазуту на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. При підтримці постійної теоретичної температури при витраті мазуту з 0 до 100 кг/т продуктивність печі збільшується з ~3930 до ~4055 т/добу і при збільшенні витрат мазуту до 200 кг/т збільшується до 5050 т/добу за рахунок збільшення інтенсивності плавки при збільшенні вмісту кисню в дутті до 27,3%. При змінній теоретичній температурі при витраті мазуту з 0 до 50 кг/т продуктивність незначно збільшується з 4045 до 4112 т/добу (за рахунок зменшення загальної вологи дуття з 24,6 до 6,7 г/м^3) та при збільшенні витрат мазуту до 200 кг/т продуктивність зменшується з 4112 т/добу до ~3950 т/добу при атмосферних значеннях вмісту вологи (4 г/м^3) та кисню в дутті (21%) (рис. 5).

При цьому витрата коксу при постійній / змінній теоретичній температурі при збільшенні витрат мазуту з 0 до 200 кг/т зменшується з ~532 / 525,5 до ~291 / 286,5 кг/т.

Аналітичним шляхом встановлено, що коефіцієнт заміни коксу мазутом становить 1,19-1,21 кг/кг.

Вихід ВЕР при постійній теоретичній температурі при витраті мазуту від 0 до 100 кг/т зменшується з 85 до 72 кг ум. пал./т та при збільшенні витрат мазуту до 200 кг/т вихід ВЕР збільшується з 72 до 99 кг ум. пал./т. При змінній теоретичній температурі при витраті мазуту від 0 до 50 кг/т вихід ВЕР зменшується з 72 до 66 кг ум. пал./т та при збільшенні витрат мазуту до 200 кг/т вихід ВЕР збільшується до 85 кг ум. пал./т.

При постійній / змінній теоретичній температурі прогнозний вихід CO_2 на тонну чавуну з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю при збільшенні витрат мазуту до 200 кг/т зменшується з ~1640 / ~1555 до ~1375 / ~1370 кг/т, тобто на 16,2% / 11,9% відповідно.

Таким чином, збільшення витрати мазуту на кожні 10 кг/т дозволить зменшити викиди CO_2 з доменної печі на 0,81% / 0,6% при постійній / змінній теоретичній температурі відповідно, що еквівалентно зменшенню викидів CO_2 на 13,3 / 9,3 кг/т.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

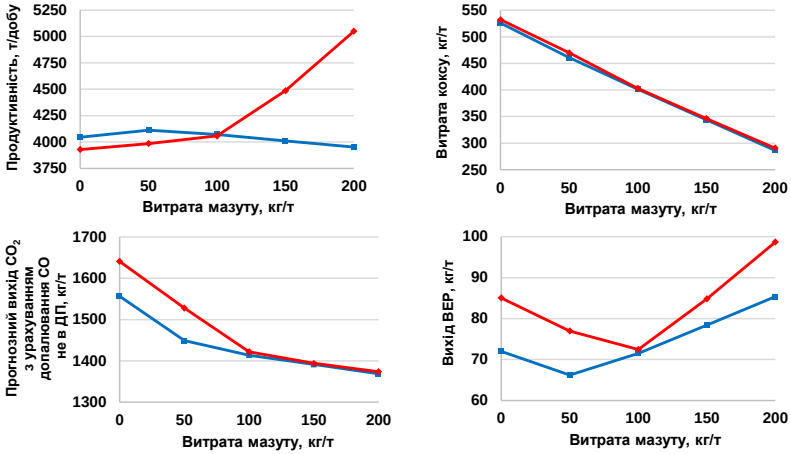


Рисунок 5 – Вплив витрати мазуту на продуктивність печі, витрату коксу, вихід вторинних енергетичних ресурсів та прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO до CO_2 поза доменною піччю за підтримки теоретичної температури горіння на постійному рівні ( ) та змінної теоретичної температури ( )

Вплив використання угарного газу на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. При постійній теоретичній температурі при збільшенні витрат CO від 0 до 300 м^3/т продуктивність збільшується з ~3930 до ~8315 т/добу. При змінній теоретичній температурі при збільшенні витрат CO від 0 до 200 м^3/т продуктивність зменшується з ~4040 до 3780 т/добу та при збільшенні витрат CO до 300 м^3/т продуктивність збільшується з 3780 т/добу до ~4860 т/добу (рис. 6).

Витрата коксу при збільшенні витрат CO від 0 до 300 м^3/т зменшується з 532 / 526 кг/т до 394 / 376 кг/т при постійній / змінній теоретичній температурі.

Застосування CO в доменній печі дозволяє зменшити витрату коксу на 0,86% / 0,95% на кожні 10 м^3/т угарного газу, що еквівалентно зменшенню витрат коксу на 0,46 кг/м^3 / 0,5 кг/ м^3 CO при постійній / змінній теоретичній температури горіння. Таким чином, вперше аналітичним шляхом встановлено коефіцієнт заміни коксу угарним газом в доменній плавці – 0,46-0,5 кг/м^3.

При постійній теоретичній температурі при збільшенні витрат CO від 0 до 100 м^3/т вихід вторинних енергоресурсів зменшується з 85 кг ум. пал./т до 60 кг ум. пал./т, при збільшенні витрат CO від 100 до 300 м^3/т вихід ВЕР збільшується з 60 кг ум. пал./т до 91 кг ум. пал./т. При змінній

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

теоретичній температурі при збільшенні витрат CO від 0 до 200 м^3/т вихід ВЕР зменшується з 72 кг ум. пал./т до 54 кг ум. пал./т, при збільшенні витрат CO від 200 до 300 м^3/т вихід ВЕР збільшується з 54 кг ум. пал./т до 69 кг ум. пал./т.

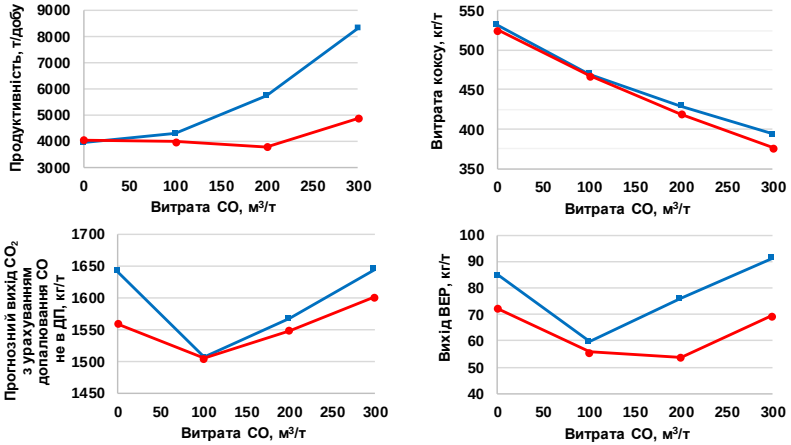


Рисунок 6 – Вплив витрати угарного газу (CO) на продуктивність печі, витрату коксу, вихід вторинних енергетичних ресурсів та прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO до CO_2 поза доменною піччю за підтримки теоретичної температури горіння на постійному рівні ( ) та змінної теоретичної температури ( )

При збільшенні витрат CO від 0 до 100 м^3/т при постійній / змінній теоретичній температурі прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO поза ДП зменшується з 1641 / 1559 кг/т до 1506 / 1504 кг/т, при збільшенні витрат CO від 100 до 300 м^3/т даний показник збільшується з 1506 / 1504 кг/т до 1645 / 1601 кг/т.

Таким чином, збільшення витрати CO на кожні 10 м^3/т призводить до збільшення виходу CO_2 в доменній печі на 0,46% / 0,32%, при постійній / змінній теоретичній температурі відповідно, що еквівалентно збільшенню викидів CO_2 на 7,0 / 4,9 кг/т.

Вплив використання металодобавок на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. Збільшення витрати металодобавки позитивно впливає на техніко-економічні показники доменної плавки – дозволяє збільшити продуктивність та зменшити витрату палива у доменній печі (рис. 7).

Збільшення витрати металодобавки в шихті від 0 до 500 кг/т призводить до збільшення продуктивності з ~4695 до ~8235 т/добу (0,81-1,71% на кожні 10 кг/т металодобавки) та зменшення витрати

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

коксу з ~353 до ~291 кг/т (0,46-0,28% на кожні 10 кг/т металодобавки).

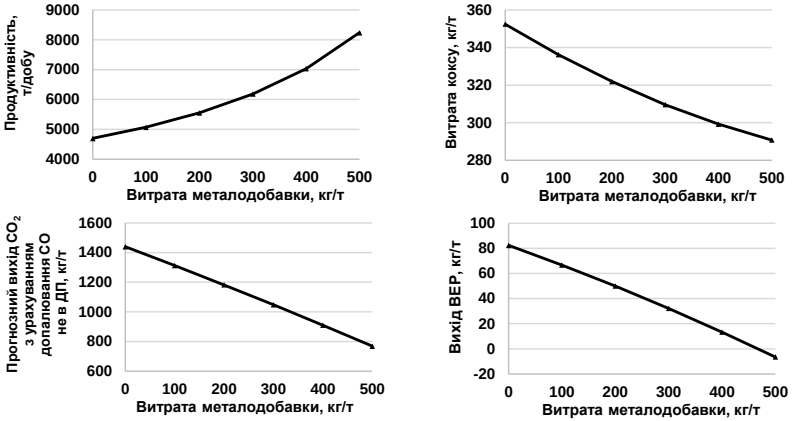


Рисунок 7 – Вплив витрати металодобавки на продуктивність печі, витрату коксу, вихід вторинних енергетичних ресурсів та прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO до CO_2 поза доменною піччю

При збільшенні витрати металодобавки в діапазоні від 0 до 500 кг/т продуктивність та витрата коксу змінюються неоднаково. У діапазоні витрати металодобавки від 0 до 100 кг/т спостерігається найменше збільшення виробництва та найбільше зменшення витрати коксу на кожні 10 кг/т металодобавки (+0,81 та -0,46% відповідно), і навпаки, при витраті металодобавки від 400 до 500 кг/т приріст продуктивності максимальний, приріст зменшення витрати коксу – мінімальний (+1,7% та -0,28% відповідно зі збільшенням витрати на кожні 10 кг/т металодобавки).

Ефект від зменшення витрати коксу узгоджується з літературними даними – кожні 10 кг/т металодобавки зменшують витрату коксу на 0,3%. У цьому має місце відмінність з приросту продуктивності: за літературними даними зростання продуктивності менше отриманої – 0,5%, що може бути пов'язані з прийнятими обмеженнями з витрат заліза на 1 т чавуну – 975 кг/т.

Вихід вторинних енергоресурсів зі збільшенням витрати металодобавки з 0 до 500 кг/т зменшується з 82 до -6 кг ум.пал./т (на 1,55-2,0 кг ум.пал. на кожні 10 кг/т металодобавки). Негативна величина ВЕР при витраті металодобавки понад 450 кг/т показує на необхідність використання сторонніх енергоресурсів для заміщення недостатнього доменного газу в інших переділах і для підігріву, стиснення та збагачення киснем дуття (а отже, і додаткові викиди CO_2).

Збільшення витрати металодобавки з 0 до 500 кг/т дозволяє

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

зменшити прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання поза доменною піччю з ~1440 до ~770 кг/т, в основному за рахунок зменшення витрати коксу, а, відповідно, і вуглецю, що надходить з ним в плавку.

Таким чином встановлено, що збільшення витрати металодобавки на кожні ~10 кг/т при постійних питомих витратах ПВП та природного газу дозволяє зменшити вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю на ~0,90-1,55%.

Вплив зміни ступеня використання CO на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. Збільшення ступеня використання CO позитивно впливає на техніко-економічні показники доменної плавки. При зміні η_{CO} в межах від 20 до 50% техніко-економічні показники змінюються наступним чином: збільшується продуктивність з ~2945 до ~4940 т/добу (на ~1,0-3,75% або ~46-111 т/добу на кожний 1% η_{CO}); зменшується витрата коксу з ~726 до ~321 кг/т (на ~1,7-4,4% або ~6-32 кг/т на кожен 1% η_{CO}) (рис. 8).

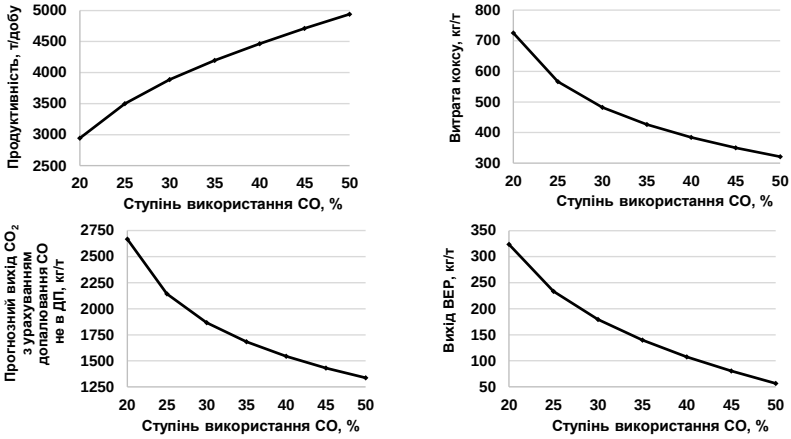


Рисунок 8 – Вплив ступеню використання CO на продуктивність печі, витрату коксу, вихід вторинних енергетичних ресурсів та прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO до CO_2 поза доменною піччю

Залежність прогнозного виходу CO_2 та виходу вторинних енергоресурсів від ступеня використання CO (як і для техніко-економічних та теплоенергетичних показників) нелінійна. Зі збільшенням ступеня використання CO ефект від збільшення знижується – наприклад, зі збільшенням ступеня використання CO з 20 до 30% викиди CO_2 зменшуються на ~800 кг/т, зі збільшенням ступеня використання CO з 40 до 50% викиди CO_2 зменшуються на ~210 кг/т.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Збільшення ступеня використання CO позитивно впливає на прогнозний вихід CO_2 на тонну чавуну з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю. У разі збільшення ступеня використання з 20 до 50% очікується зменшення емісії діоксиду вуглецю на ~1335 кг/т (з ~2670 до ~1335 кг/т), тобто на ~1,3%-3,9% (~19-105 кг/т) зі збільшенням η_{CO} на кожен 1%. Причому при зміні ступеня використання CO в межах 40-50% кожен 1% збільшення η_{CO} дозволяє зменшити викиди CO_2 з печі на ~1,35% (на ~21 кг/т).

Вплив використання ступеня використання H_2 на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. Збільшення ступеня використання H_2 з 20 до 70% дозволяє збільшити виробництво чавуну з ~4495 т/добу до ~4915 т/добу, зменшити витрату коксу з ~380 до ~324 кг/т (рис. 9).

Таким чином, збільшення ступеня використання H_2 на кожен 1% призводить до збільшення продуктивності печі на ~8-9 т/добу та зменшення витрати коксу на ~0,35%.

Встановлено, що збільшення ступеня використання H_2 з 20 до 70% призводить до зменшення виходу ВЕР з 103 до 61 кг ум. пал./т (на ~0,82% або ~0,84 кг ум. пал./т на кожен 1% η_{H2}).

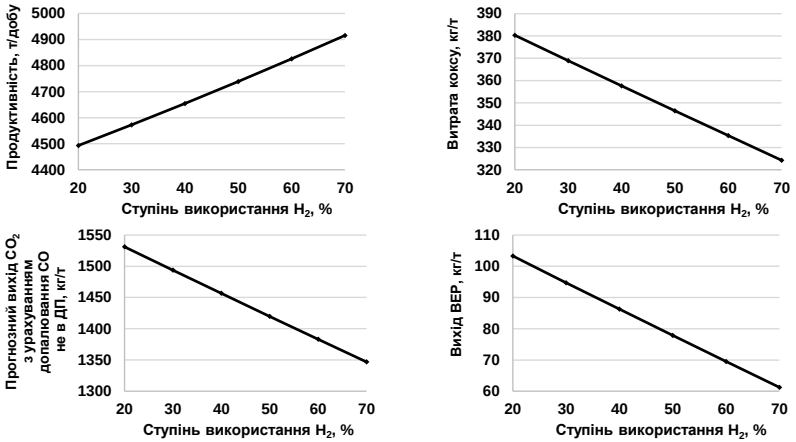


Рисунок 9 – Вплив ступеню використання H_2 на продуктивність печі, витрату коксу, вихід вторинних енергетичних ресурсів та прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO до CO_2 поза доменною піччю

Збільшення ступеня використання H_2 позитивно впливає на прогнозний вихід CO_2 на тонну чавуну з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю – при збільшенні ступеня використання H_2 з 20 до 70% очікується зменшення емісії діоксиду вуглецю на ~185 кг/т (з ~1530

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

до ~1345 кг/т).

Таким чином, встановлено, що збільшення ступеня використання H_2 на кожен 1% призводить до зменшення виходу CO_2 з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю на ~0,25% (~3,7 кг/т).

Вплив зміни теплових втрат на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. Збільшення теплових втрат негативно впливає на техніко-економічні показники доменної плавки – призводить до зменшення продуктивності та збільшення витрати палива. Збільшення теплових втрат із 5 до 60 МВт призводить до зменшення продуктивності з ~4800 т/добу до ~4050 т/добу (на ~13,6 т/добу / 0,3% на кожен 1 МВт теплових втрат) та збільшення витрати коксу на 42,5 кг/т (на ~0,8 кг/т на кожен 1 МВт теплових втрат – витрата коксу збільшується з 347 до 389 кг/т) (рис. 10).

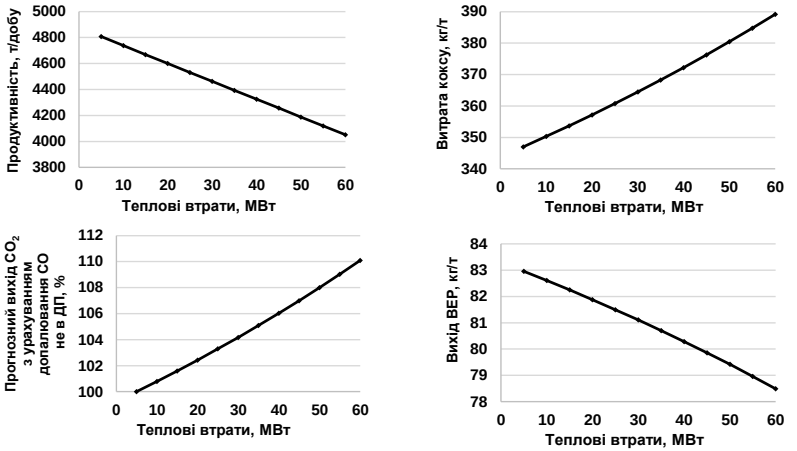


Рисунок 10 – Вплив теплових втрат на продуктивність печі, витрату коксу, вихід вторинних енергетичних ресурсів та прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO до CO_2 поза доменною піччю

При збільшенні теплових втрат з 5 до 60 МВт очікується зменшення виходу вторинних енергоресурсів на ~4,5 кг ум. пал./т (з 83 до 78,5 кг ум. пал./т).

Збільшення теплових втрат негативно впливає на прогнозний вихід CO_2 на тонну чавуну з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю. У разі збільшення теплових втрат із 5 до 60 МВт очікується збільшення емісії діоксиду вуглецю на ~145 кг/т (з ~1420 до ~1565 кг/т), тобто на ~0,16-0,20% (на ~2,2-3,0 кг/т) зі збільшенням теплових втрат на кожен 1 МВт при збереженні інших параметрів постійному рівні.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Вплив зміни температури дуття на техніко-економічні показники та викиди CO_2 з доменної печі. Збільшення температури дуття призводить до надходження додаткового тепла в доменну піч, що позначається на збільшенні продуктивності печі та зменшенні витрати палива в доменній печі, а саме на кожні 100°С збільшення температури дуття дозволяє збільшити продуктивність на ~180 т/добу та зменшити витрату коксу на ~9,9 кг/т (рис. 11).

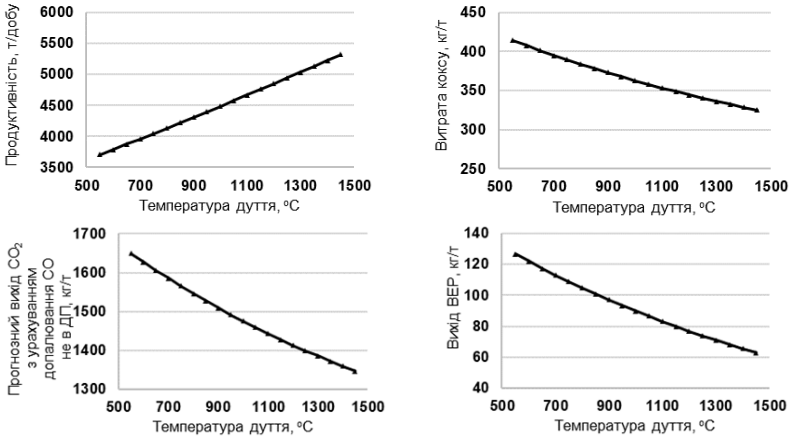


Рисунок 11 – Вплив температури дуття на продуктивність печі, витрату коксу, вихід вторинних енергетичних ресурсів та прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO до CO_2 поза доменною піччю

Отримані результати щодо покращення техніко-економічних показників узгоджуються з літературними даними, що базуються на практиці роботи доменних печей [18].

Встановлено, що зі збільшенням температури дуття на кожні 100°С очікується зменшення виходу вторинних енергоресурсів на 5,4% (на 7,1 кг ум. пал./т).

Збільшення температури дуття позитивно позначається на прогнозному виході CO_2 на тонну чавуну з врахуванням допалювання CO поза доменною піччю. Це значною мірою пов'язано зі зменшенням спалювання палива в доменній печі шляхом підведення додаткової фізичної енергії з дуттям.

Збільшення температури дуття на кожні 100°С дозволяє зменшити емісію діоксиду вуглецю на ~2%, що еквівалентно зменшенню викидів CO_2 на ~33 кг/т при збереженні інших параметрів роботи печі на постійному рівні.

Таким чином, інвестиції в забезпечення нагріву дуття дозволяють

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

забезпечити не тільки покращення техніко-економічних показників, а й забезпечити зменшення емісії діоксиду вуглецю з доменної печі.

Спільне застосування водневмісних паливних добавок з ПВП та мазутом. В результаті дослідження спільного вдування водневмісних паливних добавок спільно ПВП встановлено, що прогнозний вихід CO_2 з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю практично не залежить від витрати ПВП і його тенденція зміни така ж сама, як і при застосуванні тільки водневмісної добавки. Таким чином спільне вдування в горн доменної печі водневмісних паливних добавок і ПВП дозволяє вирішити одночасно два завдання: зменшення викидів CO_2 і забезпечення мінімальної собівартості чавуну та сталі. При цьому збільшення витрати водневмісних паливних добавок визначає зменшення викидів CO_2, а збільшення витрати ПВП – зменшення собівартості виробництва чавуну.

Також розглянуто спільне вдування водневмісних паливних добавок та мазуту в горно доменної печі. Тенденція зменшення викидів CO_2 така ж сама, як і при застосуванні тільки водневмісної добавки.

В результаті дослідження визначено критичні витрати паливних добавок, при яких, згідно з принципом Грюнера, очікується досягнення повного відновлення заліза непрямим шляхом, а значить і мінімальної витрати палива при досягненні ступеня прямого відновлення близького до 0% [19-24] (табл. 1).

Таблиця 1 – Витрата палива, при якій все залізо в печі відновлюється непрямим шляхом

Параметр	Витрата ПВП/мазуту, кг/т	Витрата водневмісної паливної добавки, $м^3/т$
ПВП+ПГ	200-250	193-180
ПВП+КГ	200-250	300
ПВП+H_2	200-250	485-450
мазут+ПГ	100-200	190-130
мазут+КГ	100-200	300-230
мазут+H_2	100-200	480-320

Ефективність використання різних технологій на викиди CO_2 та показники роботи доменної печі. Важливою задачею є визначення ефективності тієї чи іншої технології при впровадженні виробництва для оцінки економічного та екологічного ефекту від її застосування. Таким чином було узагальнено результати ефективності застосування зміни того чи іншого параметра на викиди CO_2, вихід ВЕР та витрату коксу [25-28].

Встановлено граничні значення ефективності використання технологій вдування різних паливних добавок (природного та

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

коксового газу) на викиди діоксиду вуглецю, вихід ВЕР та витрату коксу (табл. 2).

Показано, що водень та водневмісні добавки дозволяють більшою мірою забезпечити зменшення викидів CO_2 та збільшити вихід вторинних енергоресурсів у порівнянні з ПВП та мазутом. При цьому ПВП та мазут може забезпечити найбільше зменшення витрати коксу. Використання угарного газу призводить до збільшення викидів CO_2, але дозволяє зменшити витрати коксу та можливість утилізувати CO, при застосуванні технології відмитого від CO_2 будь-якого технологічного газу (колошниковий, конверторний газ тощо).

Таблиця 2 – Ефективність застосування різних паливних добавок при максимальній їх витраті на викиди діоксиду вуглецю, вихід ВЕР та витрати коксу

	ПВП 250 кг/т	Природний газ 200 м^3/т	Коксовий газ 300 м^3/т	Водень 500 м^3/т	Мазут 200 кг/т	Угарний газ 300 м^3/т
Викиди CO_2	-11% (-0,44%) *	-15% (-0,75%)	-15% (-0,5%)	-30% (-0,6%)	-16% (-0,8%)	+9% (+0,46%)
Вихід ВЕР	-10% (-0,4%)	+74% (+3,7%)	+60% (+2%)	+81% (+1,62%)	+29% (+1,92%)	+7% (+0,24%)
Витрата коксу	-45% (-1,8%)	-35% (-1,75%)	-28% (-0,93%)	-25% (-0,5%)	-45% (-2,3%)	-28,5% (-0,95%)

*для ПВП зниження викидів CO_2 досягається за рахунок зменшення витрати пари для підтримки теоретичної температури в заданих межах;
** у дужках зазначено зміну параметра зі збільшенням витрати паливної добавки на 10 кг/т (м^3/т).

Встановлено граничні значення ефективності застосування металодобавки та технологічних заходів щодо збільшення температури дуття, зменшення теплових втрат та збільшення ступеня використання CO та H_2 на викиди діоксиду вуглецю, вихід ВЕР та витрату коксу (табл. 3).

Найбільш суттєве зменшення викидів CO_2 сприятиме використанню металодобавки, однак використання цієї технології обмежене її наявністю та ціною, щоб використовувати його в доменному виробництві та значне зменшення ВЕР, що потребуватиме використання додаткового палива в тих переділах металургійного комбінату та ТЕЦ, де використовується доменний газ.

Покращення газодинамічних умов, спрямованих на збільшення ступеня використання CO та H_2 на кожен 1%, зменшує викиди вуглекислого газу на 1,32% та 0,24% та витрату коксу на 1,19% та 0,21% відповідно. Однак вони призводять до зменшення виходу вторинних енергетичних ресурсів. Аналогічні тенденції щодо зменшення викидів

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

CO_2 (на 1,82%), витрати коксу (на 0,49%) та вторинних енергетичних ресурсів (на 7,6%) надає підвищення температури дуття на кожні 100°С.

Таблиця 3 – Ефективність застосування металодобавки та технологічних заходів щодо збільшення температури дуття, зменшення теплових втрат та збільшення ступеня використання CO та H_2 на викиди діоксиду вуглецю, вихід ВЕР та витрату коксу

	Метало-добавка	Температура дуття	Теплові втрати	Ступінь використання CO	Ступінь використання H_2
Діапазон зміни:	0-500 кг/т	від 1100°С до 1450°С	від 20 МВт до 5 МВт	від 40% до 50%	від 40% до 70%
Викиди CO_2	-47% (-0,93%)	-6,4% (-1,82%)	-2,3% (-0,15%)	-13,2% (-1,32%)	-7,2% (-0,24%)
Вихід ВЕР	-108% (-2,16%)	-26,5% (-7,6%)	-0,4% (-0,03%)	-48,4% (-4,84%)	-29% (-0,97%)
Витрата коксу	-16% (-0,33%)	-2% (-0,49%)	-0,6% (-0,04%)	-11,9% (-1,19%)	-6,4% (-0,21%)

* у дужках зазначено зміну впливу збільшення витрати металодобавки на 10 кг/т, температури дуття на 100°С, ступеня використання CO та H_2 на 1% та зменшення теплових втрат на 1 МВт.

Теплові втрати надають відносно незначний вплив на зменшення викидів CO_2 (до 2,3%), споживання коксу (до 0,6%) та виходу ВЕР (до 0,4%) зі зменшенням теплових втрат в системі охолодження на 15 МВт.

Таким чином, запровадження технологічних заходів щодо підвищення температури дуття, зниження теплових втрат та покращення газодинамічної роботи дозволить зменшити викиди CO_2 на ~20% і більше, без використання водневих технологій в доменній печі.

Висновки

1. Встановлено граничні значення ефективності використання технологій вдування паливних добавок в горн доменної печі на викиди CO_2: при використанні ПВП – зменшення викидів вуглекислого газу до 11%, природного та коксового газу – до 15%, водню – до 30%, мазуту – до 16%, збільшення викидів CO_2 до 9% при застосуванні угарного газу.
2. Встановлено граничні значення зменшення викидів CO_2 при застосуванні металодобавки (до 47%) та технологічних заходів щодо збільшення температури дуття (до 6,4%), зменшення теплових втрат (до 2,3%) та збільшення ступеня використання CO та H_2 (до 13,2% та 7,2% відповідно).
3. Визначено коефіцієнти заміни коксу воднем та коксовим газом.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Для водню він складає – 0,22-0,25 кг/м^3, для коксового газу 0,46-0,49 кг/м^3.

4. Визначено критичні витрати паливних добавок, за яких, згідно з принципом Грюнера, очікується досягнення повного відновлення заліза непрямим шляхом, а значить і мінімальної витрати палива при досягненні r_d близько 0%:

- при витраті ПВП 200-250 кг/т та природного газу – 193-180 м^3/т. При цьому очікується скорочення викидів CO_2 до 18%.
- при витраті ПВП ~200-250 кг/т та коксового газу ~300 м^3/т. При цьому очікується скорочення викидів CO_2 до 18%.
- при витраті ПВП ~200-250 кг/т та водню ~485-450 м^3/т. При цьому очікується скорочення викидів CO_2 до 28%.
- при витраті мазуту 100-200 кг/т та природного газу – 190-130 м^3/т. При цьому очікується скорочення викидів CO_2 до 12%.
- при витраті мазуту 100-200 кг/т та коксового газу – 300-230 м^3/т. При цьому очікується скорочення викидів CO_2 до 11%.
- при витраті мазуту 100-200 кг/т та водню – 190-130 м^3/т. При цьому очікується скорочення викидів CO_2 до 25%.

5. Використання гарячого агломерату може бути перспективним технологічним прийомом, що забезпечить збільшення витрати водню в доменній печі.

6. Запровадження технологічних заходів щодо підвищення температури дуття, зниження теплових втрат та покращення газодинамічної роботи дозволить зменшити викиди CO_2 на ~20% і більше, без використання водневих технологій в доменній печі.

7. Розробка нових та вдосконалення існуючих технологій доменного виробництва направлених на декарбонізацію доменного виробництва є актуальною задачею, вирішення якої дозволить покращити екологічний стан навколишнього середовища, а також збільшити конкурентоспроможність української металургії в умовах введення система торгівлі квотами на викиди CO_2 (EU ETS).

Перелік посилань

1. Чайка О. Л., Корнілов Б. В., Меркулов О. Є., Москалина А. О., Лебідь В. В., Ізюмський М. М. Аналіз тенденцій розвитку уявлень та технологій, спрямованих на зменшення емісії діоксиду вуглецю в доменному виробництві. *Метал і лиття України*. 2022. № 2 (329). С. 8–19.

2. Парижское соглашение в рамках Рамочной конвенции ООН. Париж. 2015. URL: https://unfccc.int/sites/default/files/russian_paris_agreement.pdf

3. 25-я сессия конференции ООН по изменению климата. Мадрид. 2019. URL: https://unfccc.int/event/cop-25

4. 26-я сессия конференции ООН по изменению климата. Глазго. 2021. URL: http://surl.li/zpltla

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

5. Buergler T., Kofler I. Direct Reduction Technology as a Flexible Tool to Reduce CO_2 Intensity of Iron and Steelmaking. *Berg Huettenmaenn Monatsh.* 2017. № 162. P 14–19. DOI: https://doi.org/10.1007/s00501-016-0567-2

6. Курунов И. Ф. Современное состояние и ожидаемые мировые тенденции развития металлургии железа. *Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия»*. 2017. № 2. С. 3–11.

7. А. с. 73905 Україна. «Методика розрахунку «Повний енергетичний баланс доменної плавки» / О.В. Бородулін, О.Л. Чайка, О.А. Сохацький, А.О. Москалина. № 73841; заявл. 15.05.17; опубл. 27.10.17, Бюл. № 46. URL: https://ukrpatent.org/atachs/Avt_Pravo_%E2%84%9646_2017.pdf

8. Jan Szargyt, David R. Morris, Frank R. Steward. *Exergy analysis of Thermal, chemical and metallyrgical processes*. New York, Toronto. 1988. 517 p.

9. Степанов В. С., Степанова Т. Б. О методах расчета кумулятивных затрат энергии и эксергии (на примере производства стали). *Промышленная теплотехника*. 1990. № 6. С. 65–71.

10. Stepanov V. S. *Analisis of energy effecienty of industrial processes*. Heidelberg. Springer-Veclag. 1992. 220 p.

11. Степанов В. С., Степанова Т. Б. Эффективность использования энергии. Новосибирск : Наука, 1994. 256 с.

12. Степанов В. С. Анализ энергетического совершенства технологических процессов. Новосибирск : Наука, 1984. 273 с.

13. Айзатулов Р. С., Бородулин А. В., Ковтун А. Ф. Энергетическая и эксергетическая характеристика чугуна. ИЧМ, 1989, 19 с. *Деп. рукопись в Черметинформации, 30.11.89, №5311 – ЧМ89.*

14. Ижевский В. П. Система учета доменного баланса. *ЖРМО*. 1912. Ч. 1-я. № 2. С. 180–214.

15. Бородулин А. В., Горбунов А. Д., Романенко В. И., Сущев С. П. *Домна в энергетическом измерении*. Днепродзержинск : ДГДУ, 2006. 542 с.

16. Nathan Barrett, Subhasish Mitra, Hamid Doostmohammadi, Damien O'dea, Paul Zulli, Sheng Chew, Tom Honeyands. Assessment of Blast Furnace Operational Constraints in the Presence of Hydrogen Injection. ISIJ International. 2022, Vol. 62 Iss. 6, P. 1168-1177.

17. Martino Guilherme, Marchal Emmanuel. The environmental impacts of hydrogen injection in a blast furnace. *Консалтинговая фирма, Бразилия*. October 07, 2021. https://www.cassotis.com/insights/environmental-impacts-hydrogen-blast-furnace (дата звернення: 26.10.2023).

18. Металлургия чугуна: Учебник для вузов. 3-е изд. перераб. и доп. / Под ред. Ю.С.Юсфина. М. : ИКЦ «Академкнига», 2004, 774 с.

19. Готлиб А. Д. *Доменный процесс*. М. : Металлургия, 1958. 510 с.

20. Рамм А. Н. *Современный доменный процесс*. М. : Металлургия, 1980. 304 с.

21. Павлов М. А. Исследование плавильного процесса доменных печей Климковского завода. *Горный журнал*. 1994. Т. 3. С. 265.

22. Красавцев Н. И. Развитие представлений о влиянии прямого и косвенного восстановления на удельный расход кокса в доменных печах. В кн.: *«Научные исследования в помощь доменному производству»*. Днепропетровск,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

1960. С. 9–57.

23. Рамм А. Н. О необоснованной критике принципа Грюнера. *Сталь*. 1965. № 8. С. 686–689.

24. Лозовой В. П., Шаркевич Л. Д. Прямое восстановление железа в современном доменном процессе. *Сталь*. 1995. № 3. С. 8–10.

25. Chaika A. L., Lebed V. V., Kornilov B. V., Moskalina A. A., Karikov S. A. Heat and Power Analysis of Technologies for Reducing Carbon Dioxide Emissions and Increasing the Energy Efficiency of Blast-Furnace Production. *Steel in Translation*. 2021. Vol. 51 (1). P. 68–72.

26. Chaika O., Kornilov B., Alter M., Lebid V., Izumskyi M., Moskalyna A., Naboka V. Analysis of new and existing technologies for reducing carbon dioxide emissions based on the energy balance of blast furnace. *METEC & 6th ESTAD*. Düsseldorf, Germany. 12-16 June 2023.

27. Чайка О. Л., Корнілов Б. В., Москалина А. О., Меркулов О. Є., Лебідь В. В., Ізюмський М. М. Дослідження впливу технологій використання ПВП, природного та коксового газу на декарбонізацію доменного виробництва. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії*. 2022. Вип. 36. С. 49–66. DOI: 10.52150/2522-9117-2022-36-49-66.

28. Prospects for the Use of Hydrogen and Hyd rogen-Containing Additives to Reduce CO_2 Emissions and to Improve the Performance of Blast Furnace Smelting. Chaika O., Kornilov B., Myravyova I., Moskalyna A., Lebid V., Ivancha M. (2024). *Science and Innovation*, *20*(5), 35–52. https://doi.org/10.15407/scine20.05.035

References

1. Chaika, O. L., Kornilov, B. V., Merkulov, O. Ie., Moskalyna, A. O., Lebid, V. V., & Iziumskyi, M. M. (2022). Analiz tendentsii rozvytku uiavlen ta tekhnolohii, spriamovanykh na zmenshennia emisii dioksydu vuhletsiu v domennomu vyrobnytstvi [Analysis of trends in the development of ideas and technologies aimed at reducing carbon dioxide emissions in blast furnace production]. *Metal and casting of Ukraine*, 2(329), 8-19 [in Ukrainian]. https://doi.org/10.15407/steelcast2019.10.064

2. The Paris Agreement within the framework of the UN Framework Convention. Paris. (2015). https://unfccc.int/sites/default/files/russian_paris_agreement.pdf

3. 25th session of the United Nations Climate Change Conference. Madrid. (2019). https://unfccc.int/event/cop-25

4. 26th session of the United Nations Climate Change Conference. Glasgow. (2021). http://surl.li/zpltla

5. Buergler, T., & Kofler, I. (2017). Direct Reduction Technology as a Flexible Tool to Reduce CO_2 Intensity of Iron and Steelmaking. *Berg Huettenmaenn Monatsh*, 162, 14-19. https://doi.org/10.1007/s00501-016-0567-2

6. Kurunov, I. F. (2017). Sovremennoe sostoianie i ozhidaemye mirovye tendentsii razvitiia metallurgii zheleza [Current state and expected global trends in iron metallurgy development]. *Bulletin of Scientific, Technical and Economic Information "Ferrous Metallurgy"*, 2, 3-11 [in Russian]

7. Borodulyn, A. V., Chaika, A. L., Sokhatskyi, A. A., & Moskalyna, A. A. (2017). *Metodyka rascheta. Polnyi enerhetycheskyi balans domennoi plavky* [Method of calculation 'Full energy balance of blast furnace smelting] (A. s. No. 73905 Ukraine). Ministry of Economic Development and Trade of Ukraine.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://ukrpatent.org/atachs/Avt_Pravo_%E2%84%9646_2017.pdf

8. Szargyt, J., Morris, D. R., & Steward, F. R. (1988). *Exergy analysis of thermal, chemical and metallyrgical processes*. New York, Toronto.

9. Stepanov, V. S., & Stepanova, T. B. (1990). O metodakh rascheta kumuliativnykh zatrat energii i eksergii na primere proizvodstva stali [On methods for calculating cumulative energy and exergy costs (on the example of steel production)]. *Industrial heat engineering*, 6, 65-71 [in Russian]

10. Stepanov, V. S. (1992). *Analisis of energy effecienty of industrial processes*. Heidelberg. Springer-Veclag.

11. Stepanov, V. S., & Stepanova, T. B. (1994). *Effektivnost ispolzovaniya energii* [Efficiency of use energy]. Novosibirsk: Nauka [in Russian]

12. Stepanov, V. S. (1984). *Analiz energeticheskogo sovershenstva tehnologicheskih processov* [Analysis of the energy perfection of technological processes]. Novosibirsk: Nauka [in Russian]

13. Aizatulov, R. S., Borodulin, A. V., & Kovtun, A. F. (1989). Energeticheskaia i eksergeticheskaia kharakteristika chuguna [Energy and exergy characterization of cast iron]. *OJSC "Chermetinformatsia"* (deposited research paper 30.11.1989, No. 5311), P. 19 [in Russian]

14. Izhevskij, V. P. (1912). Sistema ucheta domennogo balansa [Accounting system of Blast furnace balance]. *Journal of the Russian Metallurgical Society*. part 1, No. 2, 180-214 [in Russian]

15. Borodulin, A. V., Gorbunov, A. D., Romanenko, V. I., & Sushhev, S. P. (2006). *Domna v energeticheskom izmerenii* [Blast furnace in the energy dimension]. Dneprodzerzhinsk [in Russian]

16. Barrett, N., Mitra, S., Doostmohammadi, H., O'dea, D., Zulli, P., Chew, S., Honeyands, T. (2022). Assessment of Blast Furnace Operational Constraints in the Presence of Hydrogen Injection. *ISIJ International*, 62(6), 1168-1177.

17. Martino Guilherme, Marchal Emmanuel (2021, October 7). *The environmental impacts of hydrogen injection in a blast furnace*. Cassotis Consulting. https://www.cassotis.com/insights/environmental-impacts-hydrogen-blast-furnace

18. Vegman, E. F., Zherebin, B. N., Pohvisnev, A. N. et al. (2004). *Metallurgiya chuguna* [Metallurgy of cast iron] [3rd ed., revised.]. Moskva: Akademkniga [in Russian]

19. Gotlib, A. D. (1958). *Domennyiy protsess* [Blast furnace process]. Moskva: Metallurgiya [in Russian]

20. Ramm, A. N. (1980). *Sovremennyiy domennyiy protsess* [Modern blast furnace process]. Moskva: Metallurgiya [in Russian]

21. Pavlov, M. A. (1994). Issledovanie plavilnogo protsessa domennykh pechei Klimkovskogo zavoda [Research of melting process of blast furnaces of Klimkovsky Plant]. *Mining Journal*, 3, 265. [in Russian]

22. Krasavcev, N. I. (1960). Development of ideas about the influence of direct and indirect reduction on the specific consumption of coke in blast furnaces. in book: *"Scientific research to help of blast furnace production"* (pp. 9-57). Dnepropetrovsk. [in Russian]

23. Ramm, A. N. (1965). O neobosnovannoi kritike printsipa Griunera [On the unjustified criticism of the Gruner principle]. *Steel*, 8, 686-689. [in Russian]

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

24. Lozovoj, V. P., & Sharkevich, L. D. (1995). Priamoe vosstanovlenie zheleza v sovremennom domennom protsesse [Direct reduction of iron in the modern blast furnace process]. *Steel*, 3, 8-10. [in Russian]

25. Chaika, A. L., Lebed', V. V., Kornilov, B. V., Moskalina, A. A., Karikov, S. A. (2021). Heat and Power Analysis of Technologies for Reducing Carbon Dioxide Emissions and Increasing the Energy Efficiency of Blast-Furnace Production. *Steel in Translation*, 51(1). 68-72. https://doi.org/10.3103/S0967091221010034

26. Chaika, O., Kornilov, B., Alter, M., Lebid, V., Izumskyi, M., Moskalyna, A., Naboka, V. (2023). *Analysis of new and existing technologies for reducing carbon dioxide emissions based on the energy balance of blast furnace*. METEC & 6th ESTAD. Düsseldorf, Germany. 12-16 June 2023.

27. Chaika, O. L, Kornilov, B. V., Moskalyna, A. O., Merkulov, O.Ie., Lebid, V.V., & Iziumskyi, M.M. (2022). Doslidzhennia vplyvu tekhnolohii vykorystannia PVP, pryrodnoho ta koksovoho hazu na dekarbonizatsiiu domennoho vyrobnytstva [Research of the influence of technologies using PCI, natural and coke over gas on the decarbonization of the blast furnace production]. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 36, 49-66. [In Ukrainian]. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-49-66

28. Chaika, O., Kornilov, B., Myravyova, I., Moskalyna, A., Lebid, V., Ivancha, M. (2024). Prospects for the use of hydrogen and hydrogen-containing additives to reduce CO_2 emissions and to improve the performance of blast furnace smelting. *Science and Innovation*, *20*(5), 35-52. https://doi.org/10.15407/scine20.05.035

O. L. Chaika[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Head of the Laboratory of Heat and energy saving technologies, ORCID 0000-0003-1678-2580
B. V. Kornilov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-5544-3023
I. H. Muravyova[1], D. Sc. (Tech.), Leading Researcher, ORCID 0000-0001-5926-7787
L. I. Harmash[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-6873-6685
A. O. Moskalyna[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-9552-2853
V. V. Lebid[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher
M. M. Izumskyi[1], Ph. D. (Tech.), Junior Researcher, ORCID 0000-0002-5164-4450
M. H. Dzhyhota[1], Leading Engineer, ORCID 0000-0003-3062-5127

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

ANALYSIS OF EXISTING AND PROSPECTIVE BLAST FURNACE SMELTING TECHNOLOGIES PROVIDING REDUCTION OF CARBON DIOXIDE EMISSIONS FOR CURRENT AND PROSPECTIVE CONDITIONS OF PIG IRON PRODUCTION IN UKRAINE

Abstract. The article discusses the results of heat and power and exergy calculations of the possibilities of new and existing technologies for reducing carbon dioxide emissions and coke consumption, increasing pig iron production by injecting various fuel additives into the furnace – pulverised coal, hydrogen, fuel oil, natural gas, coke oven and carbon monoxide, using metal additives, increasing the blast temperature,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

heat losses and improving gas distribution in the blast furnace. The calculations were performed using a mathematical model of the complete energy balance of blast furnace smelting developed at the Iron and Steel Institute of National Academy of Sciences of Ukraine, and the impact of the potential of new and existing technologies on reducing CO_2 emissions and technical and economic indicators of blast furnace smelting was assessed with a wide range of changes in the consumption of fuel additives and their combinations, the use of metal additives and changes in the technological parameters of the blast furnace. The study results showed that CO_2 emissions in blast furnace production can be reduced by 25-30% by making changes to blast furnace technology and depend on investments, the raw material and energy base of the steelmaker, and the level of existing blast furnace technology. The influence of low-cost measures to increase blast temperature, use clean metal additives, reduce heat losses and improve gas distribution in the blast furnace on the reduction of carbon dioxide emissions and technical and economic indicators of blast furnace melting is considered. The limit values for the injection of various fuel additives into a blast furnace have been determined, which are determined by the following factors: the degree of direct reduction of iron, theoretical combustion temperature, the presence of industrial oxygen, and the temperature of the top gas. The results can be useful for determining the economic feasibility of a particular measure to reduce CO_2 emissions in blast furnace production.

Key words: blast furnace, decarbonisation, natural gas, coke oven gas, coke consumption.

For citation: Chaika, O. L., Kornilov, B. V., Muravyova, I. H., Harmash, L. I., Moskalyna, A. O., Lebid, V. V., Izumskyi, M. M., Dzhyhota, M. H. (2024). Analysis of existing and prospective blast furnace smelting technologies providing reduction of carbon dioxide emissions for current and prospective conditions of pig iron production in Ukraine. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 120-145. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-120-145

Стаття надійшла до редакції збірника 01.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 15.10.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-146-167

УДК 669.162.63

В. І. Єлісєєв[1], к.ф-м.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-4999-8142
І.О. Маначин[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-9795-6751
Л. С. Молчанов[1], к.т.н., зав. відділу, ORCID 0000-0001-6139-5956
В.Г. Кисляков[1], к.т.н., зав. відділу, ORCID 0000-0002-1775-5050
О. Л. Руденко[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-6068-9901

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

МАТЕМАТИКО-АНАЛІТИЧНИЙ АНАЛІЗ ВПЛИВУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ФАКТОРІВ І ПАРАМЕТРІВ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ ПРОЦЕСУ ДЕСУЛЬФУРАЦІЇ ЧАВУНУ МАГНІЄМ

Анотація. Метою роботи є математико-аналітична оцінка з використанням методів математичної статистики та сучасних комп'ютерних прикладних програм одиничного впливу температури, початкового та кінцевого вмісту сірки, глибини рідкої ванни та маси чавуну, маси ковшового шлаку, інтенсивності подачі магнію, витрати газоносія та вільного борту в ковші на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм. Виконана математико-статистична обробка фактичних даних, що характеризують процеси десульфурації доменного чавуну зернистим магнієм, забезпечила можливість більш обгрунтовано прогнозувати необхідні питомі витрати магнієвих реагентів у процесі розробки технологічної документації для створення нових комплексів десульфурації чавуну магнієм. Зіставлення отриманих результатів математико-статистичної обробки з результатами теоретичної оцінки впливу технологічних факторів і параметрів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм дозволило оцінити наявність і потенційні можливості підвищення ефективності процесів десульфурації чавуну, що реалізуються в різних вихідних умовах. З метою вдосконалення технологічних процесів десульфурації чавуну магнієм рекомендовано контролювати та, при необхідності, коригувати хімічний склад та параметри ковшових шлаків для підвищення їх основності та сульфідної ємності. Показано доцільність, по мірі розширення скомпонованого банку фактичних даних, продовжити їх математико-статистичну обробку з метою уточнення одиничного впливу на ефективність процесу десульфурації чавуну вихідних умов та параметрів обробки.

Ключові слова: десульфурація, чавун, статистична обробка, ківш, шлак, міксер.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Посилання для цитування: Математико-аналітичний аналіз впливу технологічних факторів і параметрів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм / В. І. Єлісєєв, І. О. Маначин, Л. С. Молчанов, В.Г. Кисляков, О. Л. Руденко // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 146-167. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-146-167.

Стан питання. У світовій практиці сучасного конвертерного переділу, що характеризується зростанням обсягів виплавки сталей з низьким та особливо низьким вмістом сірки, широко використовується позапечна десульфурація чавуну, що забезпечує суттєве зниження витрат на виробництво високоякісної металопродукції.

Лідируюче положення, як реагент для десульфурації чавуну, займає металевий магній. За даними [1], на десульфурацію використовується 11% світового виробництва магнію – близько 100 тис. тонн на рік, що забезпечує виробництво понад 200 млн. тонн чавуну з низьким (0,010%) та особливо низьким (0,001 – 0,005%) вмістом сірки. Тому, вдосконаленням та розробкою нових ефективних і конкурентних технологічних процесів десульфурації чавуну магнієм, протягом останніх десятиліть активно займаються вітчизняні [2 - 8] та зарубіжні [9 - 11] вчені та металурги фірм «Thyssen Krupp», «Krupp Polisyus», «Danielli Corus», «ESM», «WISGAN» та ін.

Широке застосування в промисловій практиці отримала технологія десульфурації чавуну зернистим магнієм, що інжектується в розплав без добавок, із застосуванням якої виробляється близько 100 млн. тонн/рік низькосірчистого і глибоко знесірченого чавуну [2 - 4]. Цей технологічний процес реалізований у ківшах із масою чавуну 30 – 300 тонн.

Вихідні умови застосування технології десульфурації чавуну зернистим магнієм коливаються в дуже широких межах. Так, температура чавуну, що подається на обробку, знаходиться в межах 1276-1480^{0}С, початковий вміст сірки становить 0,015 - 0,16%, кінцевий - 0,001-0,020%, глибина ванни рідкого чавуну - 1,4 - 4,4 м. У зв'язку з цим, необхідність досліджувати вплив кожного з цих факторів, а також параметрів обробки чавуну на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм є актуальним завданням.

До цього часу, при спорудженні нових комплексів десульфурації чавуну, технологічні показники, що забезпечують досягнення заданих результатів обробки, у т.ч. питомих витрат магнію та циклу обробки, визначаються на основі експертної оцінки фахівців та вимагають коригування після введення об'єктів у промислову експлуатацію.

Незважаючи на значний обсяг виконаних теоретичних досліджень з вивчення фізико-хімічних основ процесів десульфурації чавуну

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

магнієм [10-15], вивчення механізму взаємодії магнію з компонентами чавуну [16-24], а також результатів дослідно-промислових та промислових обробок [2-9] , питання оцінки одиничного кількісного впливу технологічних факторів на ефективність десульфурації чавуну та використання магнію залишається не вирішеним та вимагають фундаментального вивчення.

Дослідження, проведені фахівцями Інституту чорної металургії НАНУ та спрямовані на оцінку одиничного кількісного впливу технологічних факторів та параметрів десульфурації чавуну на ефективність процесу десульфурації чавуну, виконувались у два етапи.

На першому етапі вплив вихідних технологічних факторів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм визначали шляхом теоретичної оцінки, що базується на фізико-хімічних розрахунках. На основі отриманих результатів було показано:

- для всіх розглянутих температур чавуну (1276 – 1600 ^{0}C) термодинамічно найбільш пріоритетним механізмом десульфурації чавуну з застосуванням магнію є процес, що базується на взаємодії сірки розчиненої в металевій фазі з розчиненим магнієм, при цьому коефіцієнт впливу температури на процес з розчиненим магнієм дорівнює 0,047, а з пароподібним магнієм – 0,122;

- термодинамічно більш вірогідним для всіх розглянутих глибин занурення фурми (0 - 4 м) є процес десульфурації з розчиненням пароподібного магнію в рідкому чавуні, при цьому термодинамічно зберігається можливість для протікання реакції десульфурації з пароподібним магнієм;

- виконана теоретична кількісна оцінка впливу глибини занурення фурми на ефективність десульфурації чавуну (що базується на зміні енергії Гіббса та інженерних розрахунках) пароподібним магнієм та розчиненням пароподібного магнію в чавуні не виявила суттєвого впливу, глибини занурення на процес десульфурації;

- зниження вмісту сірки в розплаві на 0,001% з початкового 0,015% до кінцевого вмісту сірки в розплаві в діапазоні 0,002 - 0,005% призводить до зниження потенційної можливості протікання процесу десульфурації на ~5%, а в діапазоні 0,006 - 0,014% - у середньому на 11%;

- зниження вмісту сірки в розплаві на 0,001% з початкового в межах 0,03 – 0,06% до кінцевого в діапазоні 0,001 – 0,005% призводить до зниження потенційної можливості перебігу процесу десульфурації в межах 1,3 – 3,5%;

- збільшення початкової концентрації сірки на 0,01% призводить до підвищення ймовірності перебігу реакції через розчинений магній у межах 15 – 25%, а реакції через газоподібний магній у межах 9 – 19%;

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

- суттєвого впливу на процес десульфурації маси оброблюваного чавуну не виявлено.

На другому етапі досліджень вплив вихідних технологічних факторів і параметрів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм визначали шляхом математико-аналітичного аналізу зібраної бази фактичних даних промислових обробок.

У цій статті наведено результати другого етапу досліджень.

Мета роботи. Математико-аналітична оцінка з використанням методів математичної статистики та сучасних комп'ютерних прикладних програм одиничного впливу температури, початкового та кінцевого вмісту сірки, глибини рідкої ванни та маси чавуну, маси ковшового шлаку, інтенсивності подачі магнію, витрати газоносія та вільного борту в ковші на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм.

Методика дослідження. Дослідження, на основі яких проводилася математико-аналітична оцінка одиничного впливу технологічних факторів та параметрів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм у ківшах з масою чавуну 30-300 тонн, базуються на 44 серіях контрольних обробок (1899 обробок). Контрольні обробки проводилися у промислових умовах на комплексах десульфурації чавуну (КДЧ) проектною потужністю 0,8 – 6,5 млн. т/рік. Технологічне обладнання КДЧ було оснащено інжекційними системами вдування магнію модулями-дозаторами з удосконаленою конструкцією роторних живильників та сучасними автоматизованими системами управління технологічним процесом.

Контрольні обробки проводилися відповідно до розробленої та діючої на підприємствах технологічної та технічної документації та інструкцій. Проведенню кожної серії контрольних обробок передував контроль стану технологічного обладнання системи інжектування реагентів, а також контрольна перевірка та тарування контрольно-вимірювальної апаратури КДЧ. Крім того, здійснювалася перевірка з використанням стандартних зразків похибки апаратури, на якій проводився аналіз проб чавуну в експрес-лабораторіях.

У процесі проведення контрольних обробок фіксувалися вихідні умови та технологічні параметри процесу обробки.

Вміст сірки в чавуні визначали в експрес-лабораторіях на спектрометрах та аналізаторах типу ARL 4460,3460, CS 600, CS 200, LECO CS, LECO CS 230, 344, 2000, HCS 140 (Шанхай), MXF 2400 MXG 2400, LAVFCORA (Кельн), WF - L 88. Для налаштування приладів використовувалися стандартні зразки із вмістом сірки в межах 0,002 – 0,050%, що відповідає рівню сірки в аналізованих

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

пробах чавуну. Оцінка похибки аналізу проб чавуну проводилася за результатами трьох вимірювань вмісту сірки в пробах поточного виробництва шляхом усереднення виявлених відхилень від стандартної проби. Похибка аналізу становила в залежності від рівня вмісту сірки: 0,002% ± 0,0002%; 0,005% ± 0,0004%; 0,012% ± 0,001%; 0,050% ± 0,003%.

Для відбору проб чавуну на експрес-аналіз вмісту в них сірки, використовувалися одноразові змінні блоки типу KQY -07/1200, та TPSampler виробництва Yi Sheng Enterpris Co LTD (Caoxing, Tajwan).

Проби чавуну, що відбиралися, були досить щільними, не мали порожнин і раковин, але на поверхні частини проб були неметалеві включення, спайки, мікрораковини, які видалялися механічним шляхом при підготовці проб до аналізу.

Маса чавуну в ковші ($G_{ч,}$ т) розраховувалася по різниці маси ковша з чавуном, що визначається за показниками тензовесів електромостового крану (похибка зважування 0,5%), і маси порожнього ковша плюс усереднена маса залишків шлаку ковшового, прийнята на комбінаті.

Кількість шлаку в ковші оцінювалася виходячи із виміру щупом його товщини, з урахуванням внутрішнього діаметра ковша і маси чавуну в ковші, за формулою:

$$q_{шл.} = \frac{78{,}5 \times D^2 \times h_{шл.} \times \gamma_{шл.}}{G_ч}, \%, \qquad (1)$$

де D – внутрішній діаметр ковша, м; $h_{шл.}$ - товщина шару шлаку, м; $y_{шл.}$ – питома щільність шлаку, т/м^3; $G_ч$ - маса чавуну в ковші, т.

Температура чавуну до ($T_{вих.}$ ^{0} С) і після ($T_{кін.}$ ^{0} С) обробки визначалася пристроями вимірювання температури DIGITEMP-E (завод-виробник HERAEUS ELECTRO-NITE, Німеччина) з використанням для занурення одноразових блоків в чавун автоматизованих пристроїв. Для оцінки швидкості зниження температури (°С/хв) фіксувався час між вимірами.

Під час проведення контрольних обробок використовувалися магнієві реагенти наступних типів:

- гранульований магній із сольовою оболонкою, виготовлений з первинного магнію методом відцентрового розбризкування;

- фрезерований магній із захисним покриттям.

Зернисті магнієві реагенти поставлялися в 1-тонних контейнерах типу «біг-бег» з герметизацією за рахунок затарювання реагенту в два поліетиленові мішки. Перед завантаженням реагенту в технологічні ємності контролювалася цілісність тари. Крім того, перед проведенням кожної серії контрольних обробок проводився перевірочний аналіз

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

відібраної представницької проби магнієвого реагенту на вміст активного магнію (металевого) в реагенті. У разі виявлення відхилень (у більшу чи меншу сторону) від величин вмісту магнію, зазначених у сертифікаті, у розрахунки необхідних питомих витрат реагенту на обробку закладалася уточнена величина вмісту активного магнію в реагенті, яка також враховувалася при визначенні фактичних показників процесу десульфурації чавуну магнієм.

Витрата зернистого магнію на ківш розраховувалася по різниці показань пристроїв вимірювання ваги модулів-дозаторів, що фіксуються до початку і після завершення обробки, коли тиск у бункері дорівнював «0» МПА. У комплект вимірювальних елементів пристроїв вимірювання ваги входило три тензометричні силовимірювальні датчики типу МР79Т/1134. Відповідно до технічної характеристики цих пристроїв, їх припустима похибка не перевищує 0,5%. Фактична похибка, що визначається при таруванні пристроїв стандартними 20 кг гирями (або при видачі з бункера модуля-дозатора порції магнію 50-150 кг), знаходилася в межах 0 - 0,2%.

Глибина занурення фурми в розплав ($H_ф$, м) визначалася після закінчення обробки чавуну по межі нагрівання футерування фурми за допомогою мірної лінійки.

При математико-статистичній обробці експериментальних даних, ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм оцінювалася за необхідними питомими витратами магнію (q_{Mg}, кг/т) і ступеня використання магнію на сірку віддалену ($K_{Mg}^S=\Delta S\cdot 0{,}76\cdot 100/q_{Mg}\cdot 0{,}1$, %).

До завдань математико-статистичної обробки експериментальних даних входило визначення математичного виду досліджуваних залежностей:

$$q_{Mg} = f([S]_{вих.}, [S]_{кін.}, T_{вих.}{}^0C, C_ч, H_{ф,} I_{реаг}, W_г, M_{шл}),\ кг/т$$

$$K_{Mg}^S = f([S]_{вих.}, [S]_{кін.}, T_{вих.}{}^0C, C_ч, H_ф, I_{реаг}, W_г, M_{шл}),\ \%. \qquad (2)$$

Аналіз експериментальних даних при математико-статистичній обробці проводився у кілька послідовних етапів.

Первинна статистична обробка результатів десульфураці чавуну магнієм передбачала визначення характеру розподілу досліджуваних залежностей. Про нормальність розподілу досліджуваних залежностей робили висновки, виходячи із співвідношення абсолютних значень показників ексцесу (Е) та асиметрії (А), з їх помилками відповідно (m_A і m_E). При цьому, досліджувані залежності вважалися нормально розподіленими при виконанні наступних рівностей [25]:

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$\begin{cases} |A| < 3 \cdot m_A \\ |E| < 3 \cdot m_E \end{cases}. \quad (3)$$

Виходячи з обмеженої кількості даних у масивах , було прийнято припущення про достатність виконання хоча б однієї з рівностей. У разі невідповідності цільової функції закону нормального розподілу експериментальних даних проводилося експертне відсіювання даних з масиву з метою приведення масиву до нормального або умовно-нормального вигляду.

Обов'язковою операцією первинної статистичної обробки експериментальних даних було вилучення із досліджуваних масивів технологічно необґрунтованих даних, грубих та випадкових відхилень. Ця операція здійснювалася за критерієм входження досліджуваного параметра довірчий інтервал ($x_{ср} \pm 3y$) [26].

Математико-статистична обробка досліджуваного масиву даних проводилася з розбивкою по масі чавуну: 50±15т, 80±10т, 100±10т, 130±10т, 150±7т, 180±20т, 265±20т.

Враховуючи різні фізико-хімічні умови процесів десульфурації чавуну магнієм залежно від кінцевого вмісту сірки в розплаві, масив даних, згрупованих за масою чавуну, було розкладено на серії кінцевого вмісту сірки в чавуні (0,002 ± 0,001%; 0,005 ± 0,002%; 0,015±0,002%; 0,020±0,002%).

З метою виявлення найбільш значущих технологічних факторів, що визначають ефективність процесу десульфурації, проводився регресійний та кореляційний аналізи. Виявлення кореляційних взаємозв'язків питомої витрати магнію та ступеня використання магнію на сірку з технологічними параметрами та факторами проводилося за допомогою надбудови «Аналіз даних» програми Microsoft Excel .

У процесі аналізу отриманих коефіцієнтів множинної лінійної регресії експертним шляхом з подальшої обробки були виключені коефіцієнти, що не відображають фізичний зміст процесу десульфурації рідкого чавуну моноінжекцією металевого магнію, а також ненормально великі та малі коефіцієнти (що на порядок відрізняються від найчастіше, що зустрічається за даним параметром).

При дослідженні ефективності процесів позапічної десульфурації чавуну магнієвими реагентами також визначали середньозважені значення коефіцієнтів множинної регресії залежності K_{Mg}^{S} від технологічних факторів та параметрів аналогічно з питомою витратою магнію.

Для коректного зіставлення ефективності досліджуваних технологічних процесів десульфурації чавуну магнієм, що

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

відрізняються за вихідними умовами та параметрами обробки, застосовували наведений ступінь засвоєння магнію чавуном на видалену сірку:

$$K_{Mg}{}^{S}{}_{прив.} = K_{Mg}{}^{S}{}_{факт} + ([S]_{вих.\ ср.зваж.} - [S]_{вих.факт.}) \times K_1 + ([S]_{кін.ср.зваж} 2 - (T_{вих.ср.зваж.} - T_{вих.факт.}) \times K_3 - (H_{ф.ср.зваж.} G_{ч.факт.} + (I_{реаг.ср.\ зваж.} - I_{реаг.факт}) \times K_6 + (M_{шл\ порівн.\ зваж}).. \% \quad (4)$$

де $K_{Mg}{}^{S}{}_{факт}$ - фактичний ступінь засвоєння магнію чавуном на видалену сірку, %;

$[S]_{вих.факт.}$ - фактичний вихідний вміст сірки в чавуні, %;

$[S]_{вих.\ порівн.}$ – середньозважений вихідний вміст сірки в чавуні, %;

$[S]_{кін.факт.}$ - фактичний кінцевий вміст сірки в чавуні, %;

$[S]_{кін.\ порівн.}$ - середньозважений кінцевий вміст сірки в чавуні, %;

$T_{вих.факт}$ - фактична температура чавуну до обробки, ^{0}C;

$T_{вих.ср.зваж}$ - середньозважена температура чавуну до обробки, ^{0}C;

$H_{ф.факт.}$ - фактична глибина занурення фурми в чавун, м;

$H_{ф.порівн.}$ - середньозважена глибина занурення фурми в чавун, м;

$G_{ч.факт.}$ - фактична маса чавуну, т;

$G_{ч.\ зваж.}$ - середньозважена маса чавуну, т;

$I_{реаг.факт.}$ - фактична інтенсивність подачі магнію в чавун, кг/хв;

$I_{реаг.\ зваж}$ - середньозважена інтенсивність подачі магнію в чавун, кг/хв;

$M_{шл.факт.}$ - фактична кількість ковшового шлаку, %;

$M_{шл\ порівн.\ зваж.}$ - середньозважена кількість ковшового шлаку, %;

K_1 - коефіцієнт впливу зміни вихідного вмісту сірки в чавуні на кожні 0,001% на коефіцієнт засвоєння магнію $\frac{\%}{0{,}001\%}$;

K_2 - коефіцієнт впливу зміни кінцевого вмісту сірки в чавуні на кожні 0,001% на коефіцієнт засвоєння магнію $\frac{\%}{0{,}001\%}$;

K_3 - коефіцієнт впливу зміни вихідної температури чавуну на кожен 10 на коефіцієнт засвоєння магнію, $\frac{\%}{1\ C}$;

K_4 - коефіцієнт впливу зміни глибини занурення фурми в чавун на кожні 0,1 мкоефіцієнт засвоєння магнію, $\frac{\%}{0{,}1м}$;

K_5 - коефіцієнт впливу зміни маси чавуну на кожну 1 т на коефіцієнт засвоєння магнію $\frac{\%}{1\ т}$;

K_6 - коефіцієнт впливу зміни інтенсивності введення магнію в розплав на кожен 1кг/хв на коефіцієнт засвоєння магнію $\frac{\%}{1кг/мин}$;

K_7 - коефіцієнт впливу зміни витрати газоносія на кожні 10 нм^3/год на коефіцієнт засвоєння магнію $\frac{\%}{10нм3\ /ч}$;

K_8 - коефіцієнт впливу зміни кількості ковшового шлаку на кожен 1%

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

на коефіцієнт засвоєння магнію $\frac{\%}{1\%}$;

Результати дослідження. Результати первинної статистичної обробки масивів даних щодо аналізованих контрольних обробок наведено в таблиці 1.

Виконана перевірка гіпотези про нормальність розподілу даних масивів, що зазнають статистичного аналізу, показала, що частина масивів за характером нормальності розподілу питомої витрати магнію на обробку, а також за низкою досліджуваних параметрів, не відповідають вимогам статистичної обробки: Циндао 1 , Дачжоу , Тяньзінь-Лянхе 1 і 2, Ухань 2, Баото , Чуаньянь , Жічжао 2, Тонгхуа 2 .

Проведена обробка даних за вищезазначеними масивами, що не відповідають нормальності розподілу, та аналізу їх на предмет можливості приведення до нормального вигляду відповідно до прийнятої методики не дозволили привести до нормального або умовно-нормального виду масиви: Тяньзінь – Лянхе 2, Ухань 2, Баото .

Отримані для кожного з масивів усереднені значення коефіцієнтів регресії, що відображають вплив кожного з досліджуваних факторів і параметрів на питому витрату магнію, наведені в таблиці 2, а на ступінь використання магнію - таблиці 3.

Наведені в таблицях 2 і 3 середньозважені значення коефіцієнтів лінійної регресії дозволили встановити та оцінити для кожного фактора та параметра, що входять у модель, їх незалежний вплив на питому витрату магнію та на ступінь використання магнію. Отримані результати впливу технологічних факторів та параметрів на питомі витрати магнію та ступінь використання магнію при обробці чавуну у ківшах різного типорозміру наведено у таблиці 4.

Можливими причинами виявлених значних коливань впливу кожного з досліджуваних факторів на питому витрату магнію та на ступінь використання магнію при десульфурації чавуну моноінжекцією магнію в ківшах різної ємності можуть бути:

- широкий спектр вихідних умов;
- вплив на процес низки факторів, що не враховуються, у т.ч. основності та сульфідної ємності ковшових шлаків;
- недостатня кількість даних для математико-статистичної обробки.

Тому отримані величини залежностей впливу кожного з досліджуваних факторів на питому витрату та на ступінь використання магнію на сірку віддалену доцільно уточнювати в міру розширення скомпонованого банку даних.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 1 – Результати первинної статистичної обробки даних щодо контрольних обробок. Фактична та наведена ступінь використання магнію на сірку

№ з/п	Назва масиву	Кількість і характер розподілу даних, шт.	Досліджувані параметри								
			q_{Mg}, кг/т	[S]н,%	$[S]_{до}$,%	$T_{вих}$, ^0C	$G_{год}$, т	$H_ф$, м	$I_{реаг}$, кг/хв	$W_г$, нм^3/год	$M_{шл}$, %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Масив 50±15 т											
1	Тангшань 1	40 32 ср	0,25-0,93 0,45	0,013-0,079 0,033	0,002-0,015 0,0073	1217-1364 1302	34-50 39,2	1,65-1,95 1,8	4,5	35	1,0-4,6 2,4
2	Циндао	100 58 ср	0,28-0,8 0,56	0,022-0,085 0,044	0,0007-0,035 0,014	1276-1359 1326	36-62,9 51,3	1,5-1,9	3,3-6,5 5,1	30-47 36,9	0,8-6,7 3,7
3	Юаньлі	34 16 ср	0,51-0,82 0,64	0,019-0,063 0,033	0,001-0,014 0,006	1248-1350 1313	42-50 47,8	1,6-1,8 1,7	4,0	35-45	н / д
4	Жічжао старий	23 16 ср	0,36-0,78 0,6	0,017-0,048 0,029	0,003-0,009 0,006	1263-1356 1299	50-63 55,4	1,8-2,3	4-5 4,5	40	0,5-5,1 1,8
5	Дачжоу	38 14 ср	0,69-0,96 0,82	0,020-0,074 0,047	0,0008-0,014 0,0054	1276-1378 1313	44,7-53,1 48,8	1,5-2,2 1,9	5,2-7,0 5,9	45	1,2-2,5 1,8
6	Дзіньсі	20 15ср	0,3-0,6 0,4	0,010-0,039 0,022	0,001-0,020 0,007	1311-1349 1328	50-55 54	1,9-2,3 2,1	3-4 3,7	40	1-10,3 3,7
7	Ланьшуейдзяо	40 22 ср	0,4-0,8 0,6	0,017-0,059 0,035	0,006-0,014 0,009	1267-1383 1329	51-72 64	1,6-2,2 1,9	4-7 5,8	40	1-4,4 2,3
8	Нанчань	40 16 ср	0,3-0,5 0,4	0,006-0,033 0,017	0,002-0,011 0,004	1270-1399 1341	57-67 61,4	1,9-2,3 2,1	3-6 3,7	40-50	3,3-5,5 3,7
9	Ліньюань1	20 18 ср	0,29-0,82 0,56	0,019-0,050 0,031	0,002-0,012 0,0055	1284-1367 1321	48-63 53	1,6-2,3 1,9	6-8 6,8	40	0,5-2,6 1,5
10	Ліньюань2	33 33 ср	0,3-0,7 0,53	0,014-0,044 0,029	0,001-0,015 0,0053	1307-1363 1358	36-58 47,2	1,4-2,0 1,8	4-6,8 5,5	35	2,1-3,2 2,6
11	Сінін	17 17 ср	0,3-1,0 0,58	0,015-0,092 0,040	0,005-0,014 0,0076	1259-1353 1308	53-66 62,2	1,7-2,0 1,8	6-8 6,8	40	1,1-3,2 2,1

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Продовження табл. 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Масив 80±10 т											
12	Сяньмін 1	86 83 ср	0,24-0,83 0,45	0,016-0,071 0,035	0,003-0,024 0,0106	1268-1373 1329	71,6-90,0 77,0	1,9-2,8 2,15	5,0 – 7,5 6,1	45-109 70	0,16-2,4 0,96
13	Циндао	22 21 ср	0,30-0,60 0,4	0,017-0,040 0,0285	0,003-0,007 0,008	1290-1338 1311	79,0-89,5 83,0	1,9-2,3 2,1	7 – 8 7,5	40 - 45	1,0-2,9 1,6
14	Тайюань 1	61 59 ср	0,22-0,98 0,47	0,013-0,051 0,031	0,001-0,015 0,0056	1289-1368 1335	69-92 80,8	1,9-2,1	4,5-5,5	N_2	н / д
15	Тайюань 2	48 48 ср	0,3-0,95 0,46	0,015-0,061 0,030	0,0019-0,008 0,006	1273-1390 1351	51-85 81,1	н / д	6-8	Ar	0,5-3,5
16	Сяньтань 1	18 18 ср	0,18-0,51 0,36	0,014-0,035 0,024	0,0036-0,011 0,0057	1257-1348 1295	74,3-81,0 77,5	н / д	6 - 7	50-60	0,8-2,5 1,7
17	Хуаньган	25 25 ср	0,19-0,61 0,46	0,014-0,056 0,032	0,003-0,011 0,0049	1260-1425 1324	76,3-93,2 87,6	2,1-2,6 2,3	5 - 6	60	1,1-2,8 1,65
Масив 100±10 т											
18	Тяньцзінь	17 17 ср	0,23-0,67 0,52	0,026-0,060 0,041	0,004-0,010 0,006	1302-1391 1345	92,0 -98,0 95,7	2,2 -2,4 2,3	6,0 - 7,1 6,8	40	0,60-2,90 1,88
19	Циндао 1	35 35 ср	0,22-0,89 0,51	0,004-0,101 0,043	0,001-0,040 0,006	1314-1438 1397	100 -109 102,3	2,4-2,8 2,6	4,0 – 6,5 4,4	50 – 110 62	0,85-6,18 3,24
20	Циндао 2	40 36 ср	0,36-0,77 0,62	0,023-0,089 0,041	0,001-0,008 0,003	1307-1450 1381	101 -101 101,0	2,6-2,7 2,7	5,0 – 8,0 6,9	95 – 115 111	0,95-4,75 2,38
21	Люджоу	19 19 ср	0,30-0,41 0,35	0,014-0,054 0,030	0,001-0,018 0,010	1295-1355 1320	98,0-108,0 102,9	2,5-3,0 2,7	6,0 - 8,0 7,1	40	0,25-1,89 1,01
22	Хандан	27 27 ср	0,25-0,57 0,39	0,014-0,053 0,026	0,003-0,012 0,006	1288-1397 1334	100 -114 106,1	2,0-2,5 2,4	6,4 - 9,0 8,1	30 - 60 47	0,70-3,00 1,65
23	Сяньмінь 2	17 17 ср	0,30-0,44 0,39	0,012-0,042 0,024	0,002-0,014 0,007	1235-1338 1303	104,6-111,7 107,7	2,9-3,1 3,0	-	-	0,97-1,46 1,23
24	Тяньзінь – Лянхе 1	22 22 ср	0,28-0,39 0,34	0,010-0,030 0,020	0,001-0,005 0,003	1280-1458 1353	90,0-104 98	2,5-2,8 2,6	7 – 8 7,9	50 – 65 56	0,6-4,0 1,6

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Продовження табл. 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
25	Тяньзінь–Лянхе2	22ср	-	-	-	-	-	-	-	-	-
26	Ухань 1	84 84 ср	0,29-0,95 0,50	0,015-0,053 0,031	0,001-0,012 0,003	1175-1383 1287	100-111 103	2,0-2,3 2,15	4 – 12,3 7,2	45-55 50	-
27	Ухань 2	210 нер	-	-	-	-	-	-	-	-	-
28	Баото	33ненр	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Масив 130±13 т											
29	Гоуфен	49 48 ср	0,26-0,70 0,40	0,015-0,050 0,029	0,002-0,015 0,006	1263-1386 1330	114-125,3 118,8	2,4-2,8 2,6	6,0 - 8,5 7,5	50-60 55	0,8-5,3 1,7
30	Сяньтан 2	18 18 ср	0,29-0,48 0,4	0,013-0,037 0,027	0,003-0,010 0,005	1274-1375 1307	124-130 126	2,6-3,15 2,76	5,0 – 8,0 7,4	55-80 60	1,5-3,8 2,3
31	Чуаньянь	41 16 ср	0,21-0,54 0,33	0,012-0,055 0,025	0,004-0,018 0,009	1367-1405 1389	126-137 132	2,9-3,3 3,1	5,0 - 14,0 8,6	90-90 90	0,7-2,8 1,3
32	Жічжао	42 ср	0,15-0,39 0,26	0,011-0,040 0,025	0,003-0,018 0,008	1322-1374 1345	105-133 119,7	2,6-3,1 2,9	5,0 – 7,5 6,4	н/д	0,6-2,9 1,4
33	Тонгхуа 1	70 65 ср	0,17-0,95 0,48	0,013-0,058 0,031	0,001-0,015 0,005	1233-1409 1299	126-150 135	2,7-3,5 3,1	5,0 – 8,0 6,6	100-130 125	0,4-1,75 0,86
34	Тонгхуа 2	27 13ср	0,2-0,9 0,4	0,015-0,053 0,032	0,003-0,013 0,007	1291-1409 1339	131-156 143	2,9-3,5 3,1	6,0 - 9,0 7,0	75-115 110	1,0-4,4 3,0
Масив 143±7 т											
35	Ділінь	15 13 ср	0,2-0,6 0,40	0,012-0,035 0,023	0,004-0,015 0,008	1279-1385 1340	145-145 145	2,9-3,8 3,4	11,0 - 16,0 14,0	100-120 115	1,6-3,8 2,4
36	Тангшань 2	7 7 ср	0,23-0,48 0,4	0,028-0,047 0,038	0,004-0,020 0,009	1296-1357 1328	151-157 155	2,9-3,35 3,0	3,5 – 7,5 6,2	120-145 140	3,0-4,5 3,5
Масив 180±20 т											
37	Тайюань 3	115 100 ср	0,1-1,0 0,40	0,046-0,057 0,026	0,001-0,013 0,0056	1295-1417 1358	174-185 180	3,4-3,7 3,5	7,0 - 8,5 8,1	135-140 132	0,6-1,5 1,0
38	92Шаган	29 26 ср	0,2-0,5 0,3	0,006-0,031 0,016	0,001-0,013 0,0035	1278-1423 1338	175-179 178	3,2-3,5 3,3	5,0 -10,0 7,1	100-150 115	0,5-1,4 0,78

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Продовження табл. 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
39	Пекін	55 54 ср	0,16-0,42 0,25	0,014-0,049 0,027	0,003-0,022 0,0089	1293-1396 1348	180-207 195	2,8-3,0 2,9	7,0 - 8,0 7,5	100-170 160	0,3-2,8 1,4
40	Цяньянь 1	23 21 ср	0,23-0,44 0,36	0,022-0,045 0,031	0,0046-0,017 0,0074	1313-1389 1352	205-223 214±13	2,8-3,15 3,0	8,0 - 8,5 8,4	170-180 175	0,8-2,2 1,3
41	Цяньянь 2	30 29 ср	0,17-0,87 0,44	0,021-0,069 0,042	0,003-0,020 0,0096	1230-1344 1295	192-198 196	2,6-3,0 2,8	8,5 - 10,0 8,51	125-140 135	0,2-2,4 1,1
42	Цяньянь 3	13 11 ср	0,26-0,49 0,36	0,018-0,039 0,028	0,005-0,005 0,005	1315-1379 1337	198-202 201	3,0-3,3 3,1	8,0 - 9,5 8,5	135-150 148	0,6-5,1 1,3
Масив 265±20 т											
43	Тайвань	108 95 ср	0,25-0,66 0,43	0,015-0,045 0,026	0,002-0,005 0,0026	1252-1406 1328	246-275 258	3,4-4,2 3,8	15,0 – 25,0 16,0	135-160 140	0,6-1,5 1,0
44	Ухань 3	11 11 ср	0,2-0,4 0,3	0,010-0,051 0,022	0,001-0,0083 0,0039	1288-1366 1322	245-250 248	3,9-4,1 4,0	11,0 -12,0 11,5	165-190 175	0,4-4,6 2,0
45	Ухань 4	13 12 ср	0,3-0,7 0,4	0,014-0,034 0,025	0,001-0,010 0,0034	1255-1382 1334	273-280 276	3,9-4,1 4,0	11,0 -12,0 11,5	165-190 175	0,4-4,6 2,0

* чисельник - загальна кількість даних; знаменник – кількість даних після відсіювання;

** чисельник - $x_{max} – x_{min}$; знаменник - $x_{порівн} \pm 3\sigma$;

*** НР - нормально розподілений;

**** ненр – ненормально розподілений.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 2 – Середньозважені коефіцієнти множинної лінійної регресії рівняння

$$q_{Mg} = a \cdot G_{чуг} + b \cdot S_{поч} + c \cdot S_{кін} + d \cdot T_{чуг} + e \cdot H_{ф} + f \cdot I_{реаг} + g \cdot W_{г} + h \cdot M_{шл}$$

№	Масив	Кіл-ть дан.	$G_{чуг}$, т	$T_{чуг}$, °C	$S_{поч}$, %	$S_{кін}$, %	$H_{ф}$, м	$M_{шл}$, %	I_{mg}, кг/хв	$W_{газу}$, $м^3$/год	$H_{св}$, мм	R^2
1	50±15 т	225	-0,01186	0,000634	8,935273	-10,5332	-0,21649	0,019176	0,09788	-		0,980
2	80±10т	187	-0,0106231	0,000533	6,8589	-22,0450	-0,1677	0,01641	0,038173	0,000423	-0,00303	0,963
3	100±10т	151	-0,007796	0,00007	6,265514	-15,8366	-0,06293	0,03484	0,093134	0,022349	0,0001394	0,989
4	130±13 т	99	-0,00399	0,00060	9,810079	-29,2336		0,026612			-4,03244E-05	0,965
5	143±7т	20	-0,0405	0,0062	14,1	-87,0581	-0,69188	-	-	-	-	0,981
6	180±20 т	241	-0,002	0,00020	7,529	-41,22	-	0,025189	0,08	-	-3,35E-05	0,957
7	265±20 т	112	-	0,0005	2,31124	-	-	-	0,0121	0,0370	0,00035	0,986

Таблиця 3 – Коефіцієнти множинної лінійної регресії рівняння

$$K_{Mg}^{S} = a \cdot G_{чуг} + b \cdot S_{поч} + c \cdot S_{кін} + d \cdot T_{чуг} + e \cdot H_{ф} + f \cdot I_{реаг} + g \cdot W_{г} + h \cdot q_{шл}$$

№	Масив	Кіл-ть дан.	$G_{чуг}$, т	$T_{чуг}$, °C	$S_{поч}$, %	$S_{кін}$, %	$H_{ф}$, м	$M_{шл}$, %	I_{mg}, кг/ хв	$W_{газу}$, $м^3$/год	$H_{св}$, мм	R^2
1	50±15	255	0,432209	-0,04051	651,0341	-764,992	18,14483	-1,02231	1,125958	-	-0,02554	0,974599
2	80±10	217	0,44374	-0,03757	652,3164	-440,2842	12,6060	-1,06167	-	-0,02028	-	0,97095
3	100±10	151	0,288286	-0,00199	804,4425	-1315,54	7,663842	-1,82331	1,207565	-0,40731	-	0,984507
4	130±13	91	0,855612	-0,07507	785,7675	-5,28302		-2,14299			-0,03805	0,982868
5	143±7	20	2,735	-0,403	-	-4829,3	49,52	-	-	-	-	0,9968
6	180±20	241	0,505	-0,026	1257,6	-1243,3	-	-0,190	-	-	-0,0127	0,96307
7	265±20	112	0,16	-0,2144	200,5069	-	5,9174	-	-	-	-0,0043	0,98509

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 4 – Вплив технологічних факторів та параметрів на питомі витрати магнію (q_{Mg}) та ступінь використання магнію (K_{Mg}^{S}) при обробці чавуну в ківшах різного типорозміру

№ з/п	Найменування показника	Маса оброблюваного чавуну, т						
		50±15	80±10	100±10	130±13	143±7	180±20	265±20
1	Підвищення питомої витрати магнію зі збільшенням початкового вмісту сірки на 0,01%, кг/т	0,089	0,069	0,063	0,098	0,141	0,075	0,023
2	Підвищення ступеня використання магнію зі збільшенням початкового вмісту сірки на 0,01%, %	6,51	6,52	8,04	7,86	н/в	12,6	2,01
3	Зниження питомої витрати магнію зі збільшенням кінцевого вмісту сірки на 0,001%, кг/т	0,011	0,022	0,016	0,029	0,087	0,041	н/в
4	Підвищення ступеня використання магнію зі збільшенням кінцевого вмісту сірки на 0,001%, %	0,765	0,804	1,316	н/в	н/в	1,243	н/в
5	Підвищення питомої витрати магнію зі збільшенням температури чавуну на 100 ^{0}C, кг/т	0,063	0,053	0,007	0,060	н/в	0,020	0,05
6	Зниження ступеня використання магнію зі збільшенням температури чавуну на 100 ^{0}C, %	4,051	3,757	0,199	7,507	н/в	2,6	21,4
7	Зниження питомої витрати магнію при збільшенні маси чавуну, що обробляється, на 1 т, кг/т	0,012	0,0106	0,008	0,004	н/в	0,002	н/в
8	Підвищення ступеня використання магнію при збільшенні маси чавуну, що обробляється, на 1 т, %	0,432	0,444	0,288	0,856	н/в	0,505	0,16
9	Зниження питомої витрати магнію зі збільшенням глибини занурення фурми на 1 м, кг/т	0,217	0,016	0,063	н/в	н/в	н/в	н/в
10	Підвищення ступеня використання магнію зі збільшенням глибини занурення фурми на 1 м, %	18,15	12,61	7,66	н/в	н/в	н/в	5,92
11	Підвищення питомої витрати магнію зі збільшенням маси шлаку на 1%, кг/т	0,019	0,016	0,035	0,027	н/в	0,025	н/в
12	Зниження ступеня використання магнію зі збільшенням маси шлаку на 1%, %	1,022	1,062	1,82	2,14	н/в	0,190	н/в
13	Підвищення питомої витрати магнію зі збільшенням витрати газоносія на 1 м ^{3}/год, кг/т	0,0004	0,022	н/в	н/в	н/в	н/в	0,037
14	Зниження ступеня використання магнію зі збільшенням витрати газоносія на 1 м ^{3}/год, %	0,02	0,407	н/в	н/в	н/в	н/в	н/в
15	Підвищення питомої витрати магнію зі збільшенням інтенсивності подачі магнію 1 кг/хв, кг/т	0,098	0,038	0,093	н/в	н/в	0,08	0,012
16	Зниження ступеня використання магнію зі збільшенням інтенсивності подачі магнію 1 кг/хв, %	1,126	н/в	1,208	н/в	н/в	н/в	н/в

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Аналіз результатів дослідження. Аналіз отриманих результатів математико-статистичної обробки фактичних даних, що характеризують процеси десульфурації доменного чавуну зернистим магнієм, дозволив оцінити одиничний вплив низки технологічних факторів і параметрів на ефективність реалізованих у промислових умовах процесів десульфурації чавуну магнієм. Проведений математико-статистичний аналіз показав:

- збільшення вмісту сірки в оброблюваному чавуні перед обробкою на 0,01% призводить до підвищення ступеня використання магнію в межах 2,0-12,6%;
- збільшення вмісту сірки в оброблюваному чавуні після обробки на 0,001% призводить до підвищення ступеня використання магнію в межах 0,8 - 1,3%;
- збільшення температури чавуну на 100 °С призводить до зниження ступеня використання магнію в межах 0,2 - 21,4%;
- збільшення маси чавуну, що обробляється, на 1 т призводить до підвищення ступеня використання магнію в межах 0,16 - 0,86%;
- збільшення глибини занурення фурми на 1 м призводить до підвищення ступеня використання магнію в межах 5,9 - 18,2%;
- збільшення маси шлаку перед обробкою на 1% призводить до зниження ступеня використання магнію в межах 0,19 - 2,1%;
- збільшення витрати газоносія на 1 $м^3$ /год призводить до зниження ступеня використання магнію в межах 0,02 - 0,41%;
- збільшення інтенсивності подачі магнію на 1 кг/хв до зниження ступеня використання магнію в межах 1,1 - 1,2%.

Зіставлення отриманих результатів математико-статистичної обробки фактичних даних, що характеризують процеси десульфурації доменного чавуну зернистим магнієм, з результатами теоретичної оцінки, що базується на фізико-хімічних розрахунках, дозволяє оцінити наявність та потенційні можливості підвищення ефективності процесів десульфурації чавуну, що реалізуються в різних вихідних умовах. З даних таблиці 4 видно, що в проаналізованих процесах десульфурації чавуну найбільші резерви щодо вдосконалення технологій десульфурації є за рахунок ефективнішого використання впливу на процес початкового та кінцевого вмісту сірки в чавуні.

Аналіз фактичних і наведених коефіцієнтів ступеня використання магнію на сірку (табл. 1), які були розраховані для умов, відповідних середньозваженим величин факторів і параметрів, підтвердив, що на ряді підприємств є резерви для підвищення ефективності реалізованих процесів десульфурації.

У проведених дослідженнях не враховувався вплив на процес

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

десульфурації хімічного складу та характеристик ковшового шлаку (в'язкості, основності, сульфідної ємності), які могли, як відомо [4], істотно впливати на ефективність процесу десульфурації.

При теоретичній оцінці не було виявлено істотного впливу глибини ванни рідкого чавуну на ефективність десульфурації, а математико-статистична обробка фактичних даних показала, що зі збільшенням глибини введення фурм у розплав ефективність процесу значно зростає (в середньому на 11,1%). У процесі теоретичного аналізу впливу глибини ванни на процес десульфурації враховувалася лише зміна величини енергії Гіббса. При цьому кінетичні умови обробки та характер динаміки перебігу процесів обробки, що супроводжуються зміною агрегатного стану магнію, могли значно впливати на ефективність процесу десульфурації [4].

Висновки

Виконана математико-статистична обробка фактичних даних, що характеризують процеси десульфурації доменного чавуну зернистим магнієм, забезпечила можливість більш обґрунтовано прогнозувати необхідні питомі витрати магнієвих реагентів у процесі розробки технологічної документації для створення нових комплексів десульфурації чавуну магнієм.

Зіставлення отриманих результатів математико-статистичної обробки з результатами теоретичної оцінки впливу технологічних факторів і параметрів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм дозволило оцінити наявність і потенційні можливості підвищення ефективності процесів десульфурації чавуну, що реалізуються в різних вихідних умовах.

З метою вдосконалення технологічних процесів десульфурації чавуну магнієм рекомендовано контролювати та, при необхідності, коригувати хімічний склад та параметри ковшових шлаків для підвищення їх основності та сульфідної ємності.

Показано доцільність, по мірі розширення скомпонованого банку фактичних даних, продовжити їх математико-статистичну обробку з метою уточнення одиничного впливу на ефективність процесу десульфурації чавуну вихідних умов та параметрів обробки.

Перелік посилань

1. International Magnesium Association The Global Voice for magnesium, October 21, 1999.

2. Воронова Н. А. Десульфурация чугуна магнием. М. : Металлургия, 1980. 239 с.

3. Шевченко А. Ф., Большаков В. И., Башмаков А. М. Технология и оборудование десульфурации чугуна магнием в большегрузных ковшах. Киев :

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Наукова думка, 2011. 205 с.

4. Шевченко А. Ф., Маначин И. А., Вергун А. С. и др. Внепечная десульфурация чугуна в ковшах. Технология, исследования, анализ, совершенствование. Днепр : Днепро – VALб 2017. 252 с.

5. Зборщик А. М. Анализ исследований десульфурации чугуна магнием. Металлургическая и горнорудная промышленность, 2001. №6. С. 18-20.

6. Зборщик А. М., Климанчук В. В., Косолап Н. В. Эффективность современных технологий десульфурации чугуна магнием. Металл и литье Украины. 2006. №3-4. С. 20-22.

7. Зборщик А. М. Влияние растворимости и условий растворения магния в чугуне на эффективность десульфурации металла. Черная металлургия. 2014. №4. С. 26-34.

8. Шевченко А. Ф. Комплексный подход при выборе и оценке технологии внепечной десульфурации чугуна. Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. научн. тр. Дніпропетровськ: ІЧМ НАН України, 2010. Вип. 22. С. 106-120.

9. Hot metal desulphurization by CaCMVlg coinjection in Usiminas Steel Shop 2 / C. Sergio, P. Alessandro, V. Jose Flavio, J. Lee // ISS Steelmaking Conference, Chicago, USA. 1999. P. 183 – 201.

10. Шевченко А. Ф. Разработка и развитие теории и технологии процессов внепечной десульфурации чугуна в ковшах вдуванием диспергированных реагентов. Дисс….д-ра техн. наук 05.16.02.- Днепропетровск : ИЧМ НАНУ. 1997. 426 с.

11. Зборщик А. М. Развитие теории и процессов десульфурации и модифицирования чугуна магнием. Дисс….д-ра техн. наук 05.16.02.- Донецк: ДГТУ. 1995. – 324 с.

12. Вергун А. С. Развитие теории и разработка ресурсо- и энергосберегающих технологий ковшевого рафинирования чугуна перед кислородно-конвертерной плавкой. Дисс….д-ра техн. наук 05.16.02. Днепропетровск : 2003. 388 с.

13. Сигарев Е. Н. Научное обоснование и разработка комплексной энергоэффективной технологии конвертерного производства железоуглеродистого полупродукта. Дисс….д-ра техн. наук 05.16.02.- Днепропетровск : ИЧМ НМетАУ. 2012. 531 с.

14. Зборщик А. М. Анализ термодинамики и кинетики десульфурации чугуна магнием. Сталь. 2001. №7. С. 17-20.

15. Мачикин В. И., Складановский Е. Н. Исследование десульфурации чугуна магнием. Сталь. 1979. №4. С. 251-254.

16. Охотский В. Б. Модель десульфурации чугуна. Магний. Металлургическая и горнорудная промышленность. 2001. №1. С. 23-25.

17. Дюдкин Д. А., Гринберг С. Е., Маринцев С. Н. Механизм десульфурации чугуна гранулированым магнием. Металлург. 2001. №4. С. 38-40.

18. Irons G. A, Guthrie I. L. Кинетика десульфурации расплавленного железа с использованием пара магния. Metallurgical Transactions B. 1981. №12B. P. 755-767.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

19. Irons G., Guthrie I. Кинетические аспекты десульфурации чугуна магнием. Metals Society. 1981. №3. P.114-121.

20. Конопля В. Г., Плохих П. А. О механизме десульфурации чугуна при обработке его магнием. Металлургия и коксохимия. 1985. №88. С. 49-55.

21. Носоченко О. В., Баптизманский В. И., Иванов Е. А., Шевченко А. Ф., Двоскин Б. В., Лонский А. М., Поживанов М. А. Закономерности десульфурации чугуна гранулированным магнием. Сталь. 1993. №8.

22. Вергун А. С. Механизм процесса десульфурации чугуна магнием. Металлургическая и горнорудная промышленность. 2000. №3. С. 19-22.

23. Rudenko A. L. The Kinetics of Interfacial Transfer of Sulfur During Hot metal Treatment with. The Seventh International Conference on Material Technologies and Modeling MMT – 2012, Ariel Univesity Center of Samaria Ariel, Israel, August 20-23, 2012. P. 138-149.

24. Изучение закономерностей взаимодействия холодного двухфазного магнийсодержащего потока с расплавом чугуна при истечении на больших глубинах рафинирования ванны // Отчет по НИР. Институт черной металлургии НАН Украины. № госрегистрации 0106U03771. – Днепропетровск, 2005. 253 с.

25. Белай Г. Е., Дембровский В. В., Соценко О. В. Организация металлургического эксперимента. Москва : Металлургия, 1993. 256 с.

26. Организация эксперимента / В. И. Баптизманский, Ю. Н. Яковлев, Ю. С. Паниотов. К. : УМКВО, 1992. 244 с.

References

1. International Magnesium Association The Global Voice for magnesium, October 21, 1999.

2. Voronova, N. A. (1980). *Desulfuratsyia chuhuna mahnyem*. Metallurhyia

3. Shevchenko, A. F., Bolshakov, V. Y., & Bashmakov, A. M. (2011). Tekhnolohyia y oborudovanye desulfuratsyy chuhuna mahnyem v bolshehruznыkh kovshakh. Naukova dumka

4. Shevchenko, A. F., Manachyn, Y. A., Verhun, A. S. et al. (2017). *Vnepechnaia desulfuratsyia chuhuna v kovshakh. Tekhnolohyia, yssledovanyia, analyz, sovershenstvovanye*. Dnepro – VAL

5. Zborshchyk, A. M. (2021). Analyz yssledovanyi desulfuratsyy chuhuna mahnyem. *Metallurgichnskaia i gornorudnaia promyshlennost*, (6), 18-20

6. Zborshchyk, A. M., Klymanchuk, V. V., & Kosolap, N. V. Effektivnost sovremennykh tekhnologii desulfuratcii chuguna magniem. *Metall i lite Ukrainy*, (3-4), 20-22.

7. Zborshchik, A. M. (2014). Vliianie rastvorimosti i uslovii rastvoreniia magniia v chugune na effektivnost desulfuratcii metalla. *Chernaia metallurgiia*, (4), 26-34

8. Shevchenko, A. F. (2010). Kompleksnyi podkhod pri vybore i otcenke tekhnologii vnepechnoi desulfuratcii chuguna. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 22, 106-120

9. Sergio, C. , Alessandro, P. , Flavio, V. J., & Lee, J. (1999). Hot metal desulphurization by CaCMVlg coinjection in Usiminas Steel Shop 2. In: *ISS Steelmaking Conference, Chicago, USA*, pp. 183 – 201

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

10. Shevchenko, A. F. (1997). *Razrabotka i razvitie teorii i tekhnologii protcessov vnepechnoi desulfuratcii chuguna v kovshakh vduvaniem dispergirovannykh reagentov*. D. Sc. thesis, specialty 05.16.02. Dnepropetrovsk, IChM NANU

11. Zborshchik, A. M. (1995). *Razvitie teorii i protcessov desulfuratcii i modifitcirovaniia chuguna magniem*. D. Sc. thesis, specialty 05.16.02. Donetck, DGTU.

12. Vergun, A. S. (2003). *Razvitie teorii i razrabotka resurso- i energosberegaiushchikh tekhnologii kovshevogo rafinirovaniia chuguna pered kislorodno-konverternoi plavkoi*. D. Sc. thesis, specialty 05.16.02. Dnepropetrovsk

13. Sigarev, E. N. (2012). *Nauchnoe obosnovanie i razrabotka kompleksnoi energoeffektivnoi tekhnologii konverternogo proizvodstva zhelezouglerodistogo poluprodukta*. D. Sc. thesis, specialty 05.16.02. Dnepropetrovsk, IChM NMetAU

14. Zborshchik, A. M. (2001). Analiz termodinamiki i kinetiki desulfuratcii chuguna magniem. *Stal*, (7), 17-20

15. Machikin, V. I., & Skladanovskii, E. N. (1979). Issledovanie desulfuratcii chuguna magniem. *Stal*, (4), 251-254

16. Okhotskii V. B. (2001). Model desulfuratcii chuguna. Magnii. Metallurgicheskaia i gornorudnaia promyshlennost, (1), 23-25

17. Diudkin, D. A., Grinberg, S. E., & Marintcev, S. N. (2001). Mekhanizm desulfuratcii chuguna granulirovanym magniem. *Metallurg*, (4), 38-40

18. Irons, G. A, & Guthrie, I. L. (1981). Kinetika desulfuratcii rasplavlennogo zheleza s ispolzovaniem para magniia. *Metallurgical Transactions B*, (12B), 755-767

19. Irons, G., & Guthrie, I. (1981). Kineticheskie aspekty desulfuratcii chuguna magniem. *Metals Society*, (3), 114-121

20. Konoplia, V. G., & Plokhikh, P. A. (1985). O mekhanizme desulfuratcii chuguna pri obrabotke ego magniem. *Metallurgiia i koksokhimiia*, (88), 49-55

21. Nosochenko, O. V., Baptizmanskii, V. I., Ivanov, E. A., Shevchenko, A. F., Dvoskin, B. V., Lonskii, A. M., & Pozhivanov, M. A. (1993). Zakonomernosti desulfuratcii chuguna granulirovannym magniem. *Stal*, (8)

22. Vergun, A. S. (2000). Mekhanizm protcessa desulfuratcii chuguna magniem. *Metallurgicheskaia i gornorudnaia promyshlennost*, (3), 19-2222. Verhun A.S. Mekhanyzm protsessa desulfuratsyy chuhuna mahnyem. Metallurhycheskaia y hornorudnaia promyshlennost. 2000.- №3. – S19-22.

23. Rudenko, A. L. (2012). The Kinetics of Interfacial Transfer of Sulfur During Hot metal Treatment with. *The Seventh International Conference on Material Technologies and Modeling MMT – 2012, Ariel Univesity Center of Samaria Ariel, Israel, August 20-23, 2012*, pp.138-149

24. *Izuchenie zakonomernostei vzaimodeistviia kholodnogo dvukhfaznogo magniisoderzhashchego potoka s rasplavom chuguna pri istechenii na bolshikh glubinakh rafinirovaniia vanny*. (2005). Otchet No. 0106U03771. Institut chernoi metallurgii NAN Ukrainy

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

25. Belai, G. E., Dembrovskii, V. V., & Sotcenko, O. V. (1993). *Organizatciia metallurgicheskogo eksperimenta*. Metallurgiia

26. Baptizmanskii, V. I., Iakovlev, Iu. N., & Paniotov, Iu. S. (1992). *Organizatciia eksperimenta*. UMKVO

V. I. Yelisieiev[1], Ph. D. (Pys.-Math.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-4999-8142
I. O. Manachyn[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9795-6751
L. S. Molchanov[1], Ph. D. (Tech.), Head of Department, Senior Researcher, ORCID 0000-0001-6139-5956
V. H. Kysliakov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Head of Department, ORCID 0000-0002-1775-5050
O. L. Rudenko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-6068-9901

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

MATHEMATICAL AND ANALYTICAL ANALYSIS OF THE INFLUENCE OF TECHNOLOGICAL FACTORS AND PARAMETERS ON THE EFFICIENCY OF THE PROCESS OF DESULFURIZATION OF CAST IRON WITH MAGNESIUM

Abstract. The purpose of the work was to make a mathematical and analytical assessment using the methods of mathematical statistics and modern computer application programs of the unit effect of temperature, initial and final sulfur content, depth of the liquid bath and mass of cast iron, mass of ladle slag, intensity of magnesium supply, consumption of gas carrier and freeboard in a ladle on the effectiveness of the desulphurization process of cast iron with magnesium. The comparison of the obtained results of mathematical and statistical processing with the results of a theoretical assessment of the influence of technological factors and parameters on the efficiency of the magnesium iron desulfurization process made it possible to assess the presence and potential opportunities for increasing the efficiency of the iron desulfurization processes implemented in different initial conditions. In order to improve technological processes of desulfurization of cast iron with magnesium, it is recommended to control and, if necessary, adjust the chemical composition and parameters of ladle slags to increase their basicity and sulfide capacity. The expediency is shown, on measures and expansion composed bank of actual data, continue their mathematical and statistical processing for clarification purposes single impact on efficiency process desulfurization cast iron initial conditions and parameters processing.

Key words: desulfurization, cast iron, statistical analysis, ladle, slag, mixer.

For citation: Yelisieiev, V. I., Manachyn, I. O., Molchanov, L. S., Kysliakov, V. H., & Rudenko, O. L. (2024). Mathematical and analytical analysis of the influence

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

of technological factors and parameters on the efficiency of the process of desulfurization of cast iron with magnesium. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 146-167. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-146-167.

Стаття надійшла до редакції збірника 27.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-168-185

УДК 669.162.63

І. О. Маначин[1], к.т.н., с.н.с., с.н.с., ORCID 0000-0001-9795-6751
В. І. Єлісєєв[1], к.ф-м.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-4999-8142
В. Г. Кисляков[1], к.т.н., зав. відділу, ORCID 0000-0002-1775-5050
В. П. Петруша[1], м.н.с., ORCID 0000-0002-1031-3241

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ТЕОРЕТИЧНА ОЦІНКА ОДИНИЧНОГО ВПЛИВУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ФАКТОРІВ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ ПРОЦЕСУ ДЕСУЛЬФУРАЦІЇ ЧАВУНУ МАГНІЄМ

Анотація. Метою роботи була теоретична оцінка на основі фізико-хімічних розрахунків одиничного впливу температури, початкового та кінцевого вмісту сірки, глибини рідкої ванни та маси чавуну на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм. Виконана теоретична оцінка показала: для всіх розглянутих температур чавуну (1200 – 1600 ^{0}C) термодинамічно найбільш пріоритетним механізмом десульфурації чавуну із застосування магнію є процес, що базується на взаємодії сірки розчиненої в металевій фазі з розчиненим магнієм; термодинамічно більш вірогідним для всіх розглянутих глибин занурення фурми (0 – 4 м) є процес десульфурації з розчиненням пароподібного магнію в рідкому чавуні. Виконано теоретичну кількісну оцінку впливу глибини занурення фурми на ефективність десульфурації чавуну пароподібним магнієм та розчиненням пароподібного магнію в чавуні. Визначено, що при зміні кінцевого вмісту сірки в межах 0,002 – 0,010% з підвищенням кінцевого вмісту сірки в чавуні на 0,001% відбувається збільшення ефективності процесу десульфурації чавуну магнієм на 10%; збільшення початкової концентрації сірки на 0,01% призводить до підвищення ймовірності перебігу реакції через розчинений магній у межах 15 – 25%, а реакції через газоподібний магній у межах 9 – 19%; при підвищенні початкової концентрації сірки в чавуні на 0,01% та зміні кінцевого вмісту сірки на 0,001% у межах 0,002 –0,010%, приріст ефективності процесу десульфурації відповідно зростає в межах 5,5 – 9,4%; суттєвого впливу маси оброблюваного чавуну на процес десульфурації не виявлено.

Ключові слова: десульфурація, чавун, теоретична оцінка, ківш, шлак, міксер.

Посилання для цитування: Теоретична оцінка одиничного впливу технологічних факторів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм / І. О. Маначин, В. І. Єлісєєв, В. Г. Кисляков, В. П. Петруша // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

С. 168-185. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-168-185.

Стан питання. У сучасних умовах важливим завданням, що стоїть перед підприємствами чорної металургії, є збільшення обсягів виробництва сталей з низьким та особливо низьким вмістом сірки. При цьому для боротьби із сіркою широко використовується позапічна десульфурація доменного чавуну, що забезпечує суттєве зниження витрат на виробництво високоякісної металопродукції.

Лідируюче положення, як реагент для десульфурації чавуну, займає металевий магній, з використанням якого виробляється понад 200 млн. тонн/рік чавуну з низьким (0,010%) та особливо низьким (0,001 – 0,005%) вмістом сірки [1] .

Широке застосування в промисловій практиці отримала технологія десульфурації чавуну зернистим магнієм, що інжектується в розплав без домішок, із застосуванням якої виробляється близько 100 млн. тонн/рік низькосірчистого і глибоко знесірченого чавуну [2] .

Цей технологічний процес реалізований у ківшах із масою чавуну 30 – 300 тонн. Вихідні умови застосування технології десульфурації чавуну зернистим магнієм коливаються в дуже широких межах. Так температура чавуну, що подається на обробку, знаходиться в межах 1250 - 1480 ^{0}C, початковий вміст сірки становить 0,015 - 0,16%, кінцевий - 0,001-0,020%, глибина ванни рідкого чавуну - 1,4 - 4,0 м. Тому необхідність дослідити вплив кожного з цих факторів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм є актуальним завданням. До цього часу при спорудженні нових комплексів десульфурації чавуну гарантійні показники, що забезпечують досягнення заданих результатів обробки, у т.ч. питомих витрат магнію та циклу обробки, визначаються на основі експертної оцінки фахівців та вимагають коригування після введення об'єктів у промислову експлуатацію.

Вітчизняними та зарубіжними вченими та фахівцями виконано значний обсяг теоретичних досліджень з вивчення фізико-хімічних основ процесів десульфурації чавуну магнієм, механізму взаємодії магнію з компонентами чавуну та ефективності використовуваних технологічних процесів. Результати проведених досліджень викладено в роботах спеціалістів Інституту чорної металургії (керівники проф., д.т.н. Воронова Н.О., проф., д.т.н. Шевченко А.П.) [2-7], Дніпродзержинського державного технічного університету (керівники проф., д.т.н. Чернятевич А.Г., проф., д.т.н. Сігарєв О.М.) [8], Національної металургійної академії України (керівник проф., д.т.н. Охотський В.Б.) [9], Донецького державного технічного університету (керівники проф., д.т.н. Мачікін В.І., проф., д.т.н. Зборщик О.М.,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

проф., д.т.н. Борнацький І.І.) [10-18], Приазовського державного технічного університету (керівники к.т.н. Конопля В.Г., к.т.н. Плохих П.І.) [19], ВАТ «Завод «Універсальне обладнання» (керівник проф., д.т.н. Дюдкін Д.А.) [20 - 22] of Metallurgy and Materials Science, Canada (dr. Irons) [23], Департамент з Mining and Metallurgical Engineering, MeGill University, Canada (dr. Guthrie) [24], "China Ste el Corporation", відділ досліджень по стали і алюмінію, Тайвань (Haping Sun, Yungchang Liu, Muhjung Lu) [25], Graduate Student, Department of Materials Processing Engineering [26], Graduate School of Engineering, Japan (Jian YANG) [27], Department of Materials Processing Engineering, Graduate School of Engineering, Nagoya University [28].

Аналіз результатів проведених досліджень показав, що питання оцінки одиничного кількісного впливу технологічних факторів на ефективність десульфурації чавуну та використання магнію в перерахованих роботах не проводилося. Також не проводився аналіз одиничного кількісного впливу технологічних факторів на ефективність десульфурації чавуну за результатами накопиченого великого обсягу дослідно-промислових та промислових обробок [2-4].

Таким чином, питання оцінки одиничного кількісного впливу технологічних факторів на ефективність десульфурації чавуну та використання магнію залишається невирішеним і потребує фундаментального вивчення.

У зв'язку з цим із спеціалістами Інституту чорної металургії НАНУ проведено дослідження, спрямовані на оцінку одиничного кількісного впливу технологічних факторів та параметрів десульфурації чавуну на ефективність процесу десульфурації чавуну, які виконувались у два етапи.

На першому етапі залежність впливу вихідних технологічних факторів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм визначали шляхом теоретичної оцінки, що базується на фізико-хімічних розрахунках.

На другому етапі ці залежності оцінювалися шляхом математико-аналітичного аналізу зібраної бази фактичних даних промислових обробок та з використанням методів математичної статистики та сучасних комп'ютерних прикладних програм.

У цій статті наведено результати першого етапу досліджень.

Мета роботи. Теоретична оцінка на основі фізико-хімічних розрахунків одиничного впливу температури, початкового та кінцевого вмісту сірки, глибини рідкої ванни та маси чавуну на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм.

Методика дослідження. Для оцінки ступеня впливу досліджуваних технологічних факторів на протікання реакцій

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

десульфурації чавуну магнієм та ефективність процесу десульфурації використовувалися фізико-хімічні закони вимірювання . виражені у формі рівнянь та залежностей (в т.ч. залежності для розрахунку енергії Гіббса [29], рівняння Вант-Гоффа [30], рівняння масопереносу [31]), інтегровані в інженерні розрахунки для умов десульфурації рідкого чавуну інжектуванням диспергованого.

В якості технологічних факторів і параметрів в аналізі розглядалися: температура чавуну перед обробкою, глибина занурення фурми врозплав при обробці, маса чавуну, початковий і кінцевий вміст сірки в чавуні.

Оцінка впливу зміни температури на перебіг реакцій десульфурації чавуну магнієм базувалася на термодинамічних залежностях енергії Гіббса від температури для можливих реакцій (1) та (2). При проведенні аналізу розглядалися два механізми десульфурації рідкого чавуну – за рахунок обробки розплаву газоподібним та розчиненим магнієм.

Таблиця 1 – Термодинамічні характеристики, аналізованих реакцій десульфурації чавуну магнієм [42]

№ рівняння	Рівняння хімічної реакції	Залежність до розрахунку енергії Гіббса від зміни температури, 4,19·кДж/моль
1	{Mg}+[S]→< MgS >	$\Delta G^0_T = -99217+41,51 \cdot T$
2	[Mg]+[S]→< MgS >	$\Delta G^0_T = -67185+18,18 \cdot T$

Кількісна оцінка впливу температури на ефективність десульфурації чавуну магнієм для вищевказаних реакцій здійснювалася в межах діапазону температури рідкого чавуну 1250 – 1600 ^{0}C.

Оцінка впливу глибини занурення фурми в чавун на ефективність процесів десульфурації чавуну магнієм проводилася шляхом зіставлення значень енергій Гіббса для хімічних рівнянь (1) і (2) при різному тиску в хімічній системі. Для визначення значень енергій Гіббса застосовувалося рівняння Вант-Гоффа для температури чавуну 1320 ^{o}C [30]:

$$\Delta G^0_T = - RT \cdot \ln K_p + RT \cdot \Sigma n \cdot \ln P \text{ , Дж/моль}, \quad (3)$$

де T – температура, ^{0} K; R – газова стала (8,31), Дж/моль·К; K_p - константа рівноваги хімічної реакції; Σn – сума молей газоподібних речовин, що приймають участь у хімічному перетворенні ; P – загальний тиск у хімічній системі, атм.

При цьому вплив глибини занурення фурми визначалася виходячи

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

з оцінки загального тиску, що діє на систему, розрахованого за формулою:

$$P_{заг} = P_{атм} + \rho \cdot g \cdot h \text{ , Па,} \quad (4)$$

де $P_{атм}$ - атмосферний тиск, Па; ρ – щільність рідкого чавуну, кг/м^3; g- прискорення вільного падіння, м/с^2; h – висота шару рідкого чавуну, м.

Оскільки для умов десульфурації чавуну розчиненим магнієм, виходячи з правила «Ле-Шательє», тиск впливати не буде (у складі учасників та продуктів хімічного перетворення відсутні газоподібні речовини та сполуки), то для порівняльного аналізу впливу тиску на процеси десульфурації чавуну магнієм рівняння (2) розглядалося з урахуванням процесу переходу пароподібного магнію в розчинений стан [32]:

$$\{ Mg \} \rightarrow [Mg], \Delta G^0_T = -32032-23{,}23 \cdot T, \ 4{,}19 \cdot КДж/моль. \quad (5)$$

Температурна залежність для розрахунку енергії Гіббса за реакцією (5) виведена із рівнянь, наведених у роботі [32].

Вплив початкова концентрація сірки в розплаві на ефективність процесів десульфурації чавуну магнієм здійснювалася шляхом оцінки зміни константи рівноваги для рівнянь (1) і (2) процесу десульфурації магнієм. При цьому перерахунок константи рівноваги на параметр енергії Гіббса реакції проводився за таким виразом:

$$\Delta G^0_T = - RT \cdot \ln K_p . \quad (6)$$

У загальному вигляді для реакцій (1) та (2) константи рівноваги можуть бути розраховані за виразами (7) та (8) відповідно:

$$K_P = \frac{a_{<MgS>}}{a_{\{Mg\}} \cdot a_{[S]}} = \frac{1}{P_{\{Mg\}} \cdot a_{[S]}} = \frac{1}{P_{\{Mg\}} \cdot \gamma_{[S]} \cdot [S]} \quad (7)$$

та

$$K_P = \frac{a_{<MgS>}}{a_{[Mg]} \cdot a_{[S]}} = \frac{1}{a_{[Mg]} \cdot a_{[S]}} = \frac{1}{a_{[Mg]} \cdot \gamma_{[S]} \cdot [S]} \quad (8)$$

Враховуючи, що константи рівноваги для зазначених реакцій можуть бути розраховані і відповідно до температурних залежностей енергії Гіббса, наведених у таблиці 1, було визначено їх значення для температури 1600 °С, для якої встановлені значення параметрів взаємодії елементів розплаву. Підставивши отримані чисельні значення констант рівноваги у вирази визначення констант рівноваги реакцій загального виду (7) і (8), були визначені значення активності і

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

порціального тиску магнію, відповідно.

Визначення активності сірки в розплаві оцінювалася за відомою методикою [9].Виходячи з викладеного вище, значення константи рівноваги реакцій, що розглядаються, буде відрізнятися від стандартної величини на певний коефіцієнт, що може бути враховано при перерахуванні значення енергії Гіббса за виразом:

$$\Delta G^0_T = - RT\cdot\ln (a_{[S]}\cdot K_p) = -RT\cdot(\ln (a_{[S]}) + \ln K_P) = - RT\cdot\ln (K_P) - RT\cdot\ln (a_{[S]}) \quad (9)$$

Оцінка впливу кінцевої концентрації сірки у розплаві на ефективність процесу десульфурації має бути оцінена з позиції масообмінних процесів, оскільки зміна концентрації речовини у розплаві впливатиме на швидкість перебігу зазначеного процесу. При цьому, за аналогією з фізико-хімічною схемою видалення вуглець [9], прийнято, що при низьких концентраціях елемента в розплаві ланкою, що лімітує, буде процес підведення реагенту до місця протікання хімічної реакції.

Враховуючи, що радіус атома сірки становить 127 пм, а магнію - 160 пм, можна припустити, що більший ефект на лімітування протікання процесу десульфурації буде саме кінцева концентрація сірки в розплаві. При цьому коефіцієнт дифузії може бути розрахований згідно з рівнянням:

$$k_D = \frac{m}{\Delta S_{\text{ср}} * F}, \quad (10)$$

де m – маса речовини, г/с, що переноситься в одиницю часу, $\Delta S_{ср}$ – зміна концентрації реагенту, % F – площа поверхні контакту, м^2.

Для наближення результатів розрахунку до реальних умов позапечної десульфурації чавуну було прийнято, що початковий вміст сірки в розплаві знаходилося в діапазоні 0,060 - 0,015% з кроком 0,015%, а час видалення у всіх розглянутих випадках при досягненні різної концентрації в розплаві прийнято однаковим.

Оцінка впливу маси чавуну в ковші на зміну витрати магнію проводилася виходячи із зміни маси сірки, що видаляється, при повному видаленні її з чавуну відповідно до теоритичного рівняння (11). Цей розрахунок базувався на методах інженерного перерахунку з використанням законів сталості мас хімічних речовин, що беруть участь у хімічному перетворенні, згідно з формальним рівнянням реакції десульфурації може бути представлений виразом:

$$\Delta M_{Mg} = \Delta M_{\text{чуг}} \cdot \frac{S_{\text{чуг}}}{100} \cdot \frac{24}{32}, \text{ кг} \quad (11)$$

де $\Delta M_{чуг}$ - приріст маси чавуну, кг ; $S_{чуг}$ – вміст сірки у чавуні, %; 24 та 32 – молекулярні маси магнію та сірки відповідно (необхідні для

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

стехіометричного перерахунку приросту витрати магнію).

Результати дослідження. Теоретична оцінка впливу температури на ефективність процесів десульфурації чавуну магнієм_зроблена по побудованій G - T діаграмі, рис. 1, для реакцій (1) та (2).

Згідно з даними, наведеними на рис. 1 необхідно зазначити, що найбільш пріоритетним механізмом десульфурації чавуну із застосуванням магнію є процес, що базується на взаємодії сірки розчиненої в металевій фазі з розчиненим магнієм. При цьому, зазначена особливість характерна для всього діапазону температур, що розглядаються.

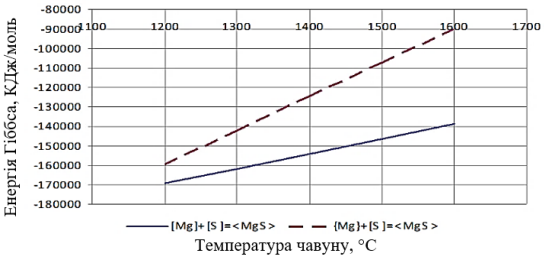


Рисунок 1 – G - T діаграма процесів десульфурації чавуну із застосуванням магнію

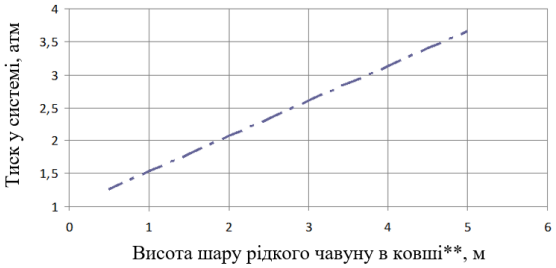
Проведені розрахунки енергії Гіббса показали, що підвищення температури розплаву на 100 ºС призводить до підвищення абсолютних значень енергії Гіббса на ~ 4,71% для процесів за участю розчиненого магнію і ~12,24 % за участю пароподібного магнію відповідно. Таким чином, вплив зміни температури на процес з розчиненим магнієм менший.

При кількісній оцінці впливу зміни температури зміну питомої витрати магнію коефіцієнт впливу температури на процес з растоворенным магнієм прийнятий рівним 0,047, але в процес із пароподібним магнієм 0,122.

При теоретичній оцінці впливу глибини занурення фурми в розплав на ефективність десульфурації чавуну магнієм, виходячи з рівнянь (1) і (4), визначено, що надлишковий тиск, що діє на зону протікання хімічної реакції, формується за рахунок гідродинамічного тиску, що утворюється стовпом рідкого чавуну зоною. Результати оцінки впливу глибини занурення фурми на величину надлишкового тиску, що діє на зону протікання хімічної реакції, наведено на рис. 2.

Відповідно до даних рис. 2 визначено, що занурення фурми на 1 м призводить до підвищення тиску на хімічну систему на 0,5 атм. (50663 Па).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



**- висота шару шлакового розплаву при розрахунковій оцінці не враховувалася.

Рисунок 2 – Оцінка впливу глибини занурення фурми на надлишковий тиск, що діє на зону протікання хімічної реакції

Проведені інженерні розрахунки дозволили встановити вплив глибини занурення фурми на зміну енергії Гіббса для реакцій (1) та (4). Отримані залежності подано на рис. 3. Відповідно до даних, наведених на рис. 3., визначено, що термодинамічно вірогіднішим для всіх розглянутих глибин занурення фурми є процес розчинення пароподібного магнію в рідкому чавуні. Також слід зазначити, що з усіх розглянутих глибин занурення фурми обох процесів виявлено негативне значення енергії Гіббса, що підтверджує можливість перебігу обох реакцій.

Кількісна оцінка впливу глибини занурення фурми на ефективність десульфурації чавуну пароподібним магнієм і розчинення пароподібного магнію в чавуні виявила, що зі збільшенням глибини занурення на 1 м зростає абсолютна величина енергії Гіббса на ~0,3% і ~0,2% відповідно. Таким чином, глибина занурення фурми на ефективність процесів десульфурації чавуну пароподібним магнієм і через розчинення пароподібного магнію в чавуні не впливає. Однак, реалізація процесу десульфурації чавуну через розчинений магній термодинамічно значно краще. Ця теза отримала й експериментальне підтвердження, в пробах чавуну, відібраних з-під випарника фурми через 30 з початку подачі магнію, вміст магнію становив 0,05%, а сірки 0,005%.

З практики відомо, що зі збільшенням глибини занурення фурми в розплав ефективність засвоєння магнію істотно зростає, що пов'язано з кінетичними умовами обробки. Крім того, у разі протікання процесу через розчинений магній, забезпечується більш спокійне введення реагенту в розплав, при цьому практично відсутні втрати магнію через порожнини, що продуваються.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

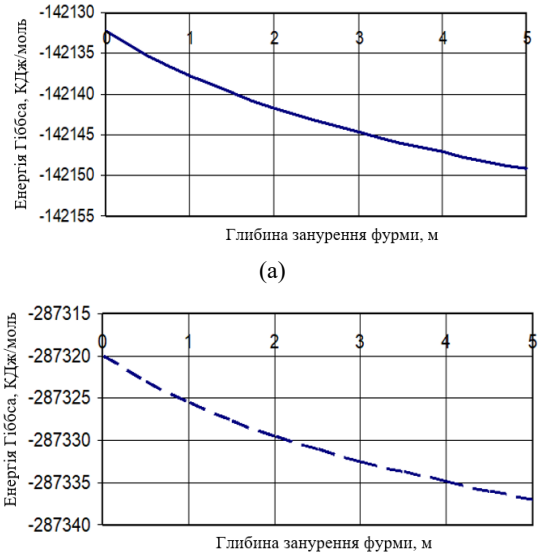


Рисунок 3 - Залежності впливу глибини занурення фурми на енергію Гіббса при температурі чавуну 1320 ° С: а – процес десульфурації чавуну пароподібним магнієм; б – процес розчинення пароподібного магнію в чавуні

Результати розрахунків з теоретичної оцінки впливу зміни початкового вмісту сірки в чавуні на ефективність процесів десульфурації магнієм наведено на рис. 4. Визначено, що зі зростанням вмісту сірки в чавуні зростає ймовірність перебігу хімічних перетворень як відповідно до рівняння (1), і (2). При цьому збільшення концентрації сірки на 0,01% призводить до підвищення ймовірності перебігу реакції (1) у межах 15 – 25% та реакції (2) у межах 9 – 19% . При цьому пріоритетнішою схемою є взаємодія через розчинений магній.

Результати розрахунків з теоретичної оцінки впливу зміни кінцевого вмісту сірки в чавуні на ефективність процесів десульфурації магнієм при обробці чавуну з початковим вмістом сірки - 0,015, 0,030, 0,045 та 0,060 % наведено на рис. 5.

Виходячи з даних, представлених на рис 5а, можна зробити висновок про наявність двох різних механізмів видалення сірки з чавуну при десульфурації чавуну магнієм. При цьому критичною концентрацією сірки в розплаві, при якій процес десульфурації

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

протікає переважно по реакції (2) через магній розчинений, є вміст сірки на рівні 0,005 %.

Крім того, з даних, представлених на рис 5а, можна зробити висновок, що зниження вмісту сірки в розплаві 0,001% з початкового 0,015% до кінцевого вмісту сірки в розплаві в діапазоні 0,002 - 0,005% призводить до зниження потенційної можливості протікання процесу десульфурації на ~ 25%, а в діапазоні 0,006 - 0,014% – у середньому на 11%.

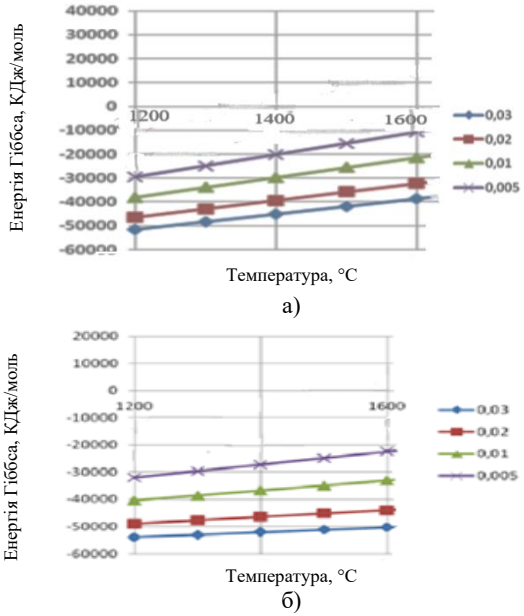


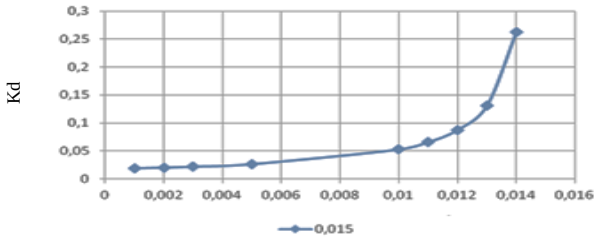
Рисунок 4 - Залежність впливу зміни початкового вмісту сірки в чавуні на ефективність процесів десульфурації чавуну магнієм: а – для реакції (1); б – для реакції (2) (цифри біля кривих – початковий вміст сірки в розплаві)

З даних, представлених на рис. 5б, слід, що зниження вмісту сірки в розплаві на 0,001% з початкового в межах 0,030%-0,060% до кінцевого в діапазоні 0,002 - 0,005% призводить до зниження потенційної можливості протікання процесу десульфурації на 25%, а діапазоні 0,006 – 0,014% у межах 11 – 25%.

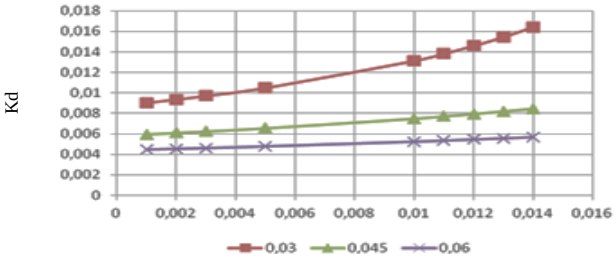
Результати теоретичної оцінки впливу зміни маси чавуну у ківшах різної ємності за умови повного видалення сірки представлені на рис. 6. З наведених у ньому даних випливає, що у ківшах з масою

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

чавуну не більше 50 – 350 т зі збільшенням маси чавуну в ковші на 1% і видаленні з чавуну 0,001% сірки приріст витрати магнію перебуває у межах 0,005 – 0,045 % і збільшується з збільшенням маси чавуну, що обробляється.



а)



б)

Рисунок 5 – Залежність впливу зміни кінцевого вмісту сірки у чавуні на коефіцієнт дифузії при десульфурації чавуну магнієм: а) для початкового вмісту сірки 0,015%; б) для початкового вмісту сірки 0,030 %, 0,045 та 0,060 %

Виконаний розрахунок приросту витрати магнію за формулою (11) для умов видалення 0,03 % сірки та приросту маси чавуну в межах 0,25 – 10,5 т, наведений на рис.7, показав, що приріст витрати магнію в одиницю часу зі збільшенням маси чавуну, що обробляється, зростає пропорційно збільшенню маси чавуну, що обробляється. При цьому питома приріст витрати магнію на віддалену сірку знаходиться практично на одному рівні - 0,001 - $0{,}0013 \cdot 10^{-12}$ г/г для всього діапазону розглянутих ємностей ковшів.

Таким чином, згідно з виконаною теоретичної оцінки вплив маси оброблюваного чавуну не надає суттєвого впливу на процес десульфурації .

Встановлений у промисловій практиці та при експериментальних

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

дослідженнях зростання ефективності процесу десульфурації із збільшенням ємності чавуновозних ковшів, пов'язаний із збільшенням глибини введення магнієвого реагенту в розплав .

Для більш коректної оцінки впливу глибини занурення фурм у чавун, маси чавуну та температури чавуну на ефективність процесу десульфурації доцільно враховувати характер динаміки перебігу процесу обробки, що супроводжується зміною агрегатного стану магнію, що потребує додаткових розрахунково-аналітичних досліджень.

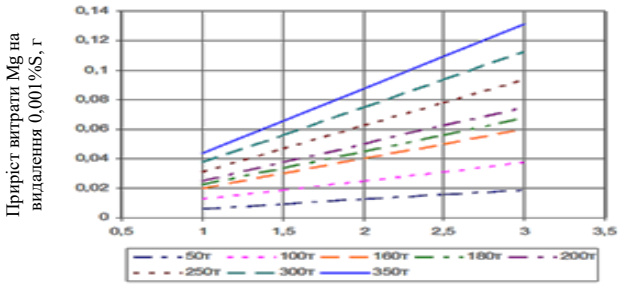


Рисунок 6 – Залежність приросту витрати магнію від збільшення маси чавуну при видаленні 0,001% сірки для ковшів різної ємності

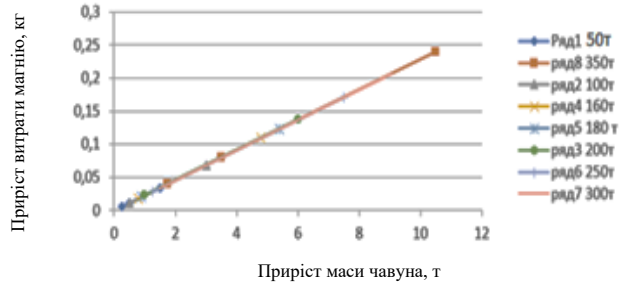


Рисунок 7 – Залежність приросту витрати магнію від збільшення маси чавуну при видаленні 0,03% сірки для ковшів різної ємності

Висновки

Виконана теоретична оцінка одиничного впливу технологічних факторів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм показала:

- для всіх розглянутих температур чавуну (1200 – 1600 ^{0}C) термодинамічно найбільш пріоритетним механізмом десульфурації

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

чавуну із застосування магнію є процес, що базується на взаємодії сірки розчиненої в металевій фазі з розчиненим магнієм, при цьому ступінь впливу температури на процес з розчиненим магнієм дорівнює 0,047, а з пароподібним магнієм – 0,122;

- термодинамічно більш вірогідним для всіх розглянутих глибин занурення фурми (0 - 5 м) є процес десульфурації з розчиненням пароподібного магнію в рідкому чавуні, при цьому термодинамічно зберігається можливість для протікання реакції десульфурації з пароподібним магнієм;

- виконана теоретична кількісна оцінка впливу глибини занурення фурми на ефективність десульфурації чавуну (що базується на зміні енергії Гіббса та інженерних розрахунках) пароподібним магнієм та розчиненням пароподібного магнію в чавуні не виявила суттєвого впливу, глибини занурення на ці процес десульфурації;

- зниження вмісту сірки в розплаві на 0,001% з початкового 0,015% до кінцевого вмісту сірки в розплаві в діапазоні 0,002 - 0,005% призводить до зниження потенційної можливості протікання процесу десульфурації на ~ 5%, а в діапазоні 0,006 - 0,014% - у середньому на 11%;

- зниження вмісту сірки в розплаві на 0,001% з початкового в межах 0,03 – 0,06% до кінцевого в діапазоні 0,001 – 0,005% призводить до зниження потенційної можливості перебігу процесу десульфурації в межах 1,3 – 3,5%;

- при зміні кінцевого вмісту сірки в межах 0,002 - 0,010% з підвищенням кінцевого вмісту сірки в чавуні на 0,001% відбувається збільшення ефективності процесу десульфурації чавуну магнієм на 10%, при цьому зазначена тенденція не залежить від початкового вмісту сірки в чавуні і є постійною для всього діапазону досліджених концентрацій сірки у чавуні;

- збільшення початкової концентрації сірки на 0,01% призводить до підвищення ймовірності перебігу реакції через розчинений магній у межах 15 – 25%, а реакції через газоподібний магній у межах 9 – 19%.

- при підвищенні початкової концентрації сірки в чавуні на 0,01% та зміні кінцевого вмісту сірки на 0,001% у межах 0,002 – 0,010%, приріст ефективності процесу десульфурації відповідно зростає в межах 5,5 - 9,4%;

- суттєвого впливу маси оброблюваного чавуну на процес десульфурації не виявлено.

Перелік посилань

1. International Magnesium Association The Global Voice for magnesium, October 21, 1999.

2. Шевченко О. Ф., Маначин І. А., Вергун О. С. та ін. Раптова

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

десульфурація чавуну в ківшах. Технологія, дослідження, аналіз, вдосконалення. Дніпро. Дніпро - VAL. 2017. - 252 с.

3. Воронова Н. А. Десульфурація чавуну магнієм. М. : Металургія, 1980. 239 с .

4. Шевченко А. Ф., Большаков В. І., Башмаков О. М. Технологія та обладнання десульфурації чавуну магнієм у великовантажних ковшах. Київ : Наукова думка. 2011.- 205 с .

5. Вергун О. С., Лафер І. М., Шевченко О. Ф. До питання механізму десульфурації чавуну магнієм. Сталь. 1985. №3. С. 17 - 18.

6. Єлісєєв В. І., Булахтін О. С., Шевченко А. Ф., Курилова Л. П., Руденко О. Л. Модель руху і розчинення магнійсодержащих бульбашок у розплаві металу. Теорія та практика металургії. 2007. № 23. С. 70-74.

7. Руденко А. Л. Кінетика міжфазного переходу сірки у процесі ковшового рафінування чавуну магнієм. Ізв. ВНЗ. Фізико-хімічні основи металургійних процесів. 2016. №12. Том 59. С.896-902.

8. Сигарев Е. Н. Научное обоснование и разработка комплексной энергоэффективной технологии конвертерного производства железоуглеродистого полупродукта: Дисс. д-ра техн. наук: 05.16.02 - Днепродзержинск, 2013. 531 с.

9. Охотський В. Б. Модель десульфурації чавуну. Магній. Металургійна та гірничорудна промисловість. 2001. №1. С. 23-25.

10. Зборщик А. М. Аналіз термодинаміки та кінетики десульфурації чавуну магнієм. Сталь. 2001. №7. С. 17-20.

11. Зборщик А. М. Особливості кінетики десульфурації чавуну в ковшах заливки комбінату «Азовсталь». Сталь. 2005. №10. С. 54-57.

12. Зборщик А. М. Вплив умов розчинення магнію в чавуні на ефективність десульфурації металу. Ізв. ВНЗ. Чорна металургія. 2010. №7. С. 21-24.

13. Зборщик А. М. Аналіз механізму реакції при десульфурації чавуну магнієм. Сталь. 1996. №12. С14-17.

14. Зборщик А. М., Климанчук В. В., Косолап Н. В. Ефективність сучасних технологій десульфурації чавуну магнієм. Метал та лиття України. 2006. №3-4. С. 20-22.

15. Мачікін В. І., Складановський О. М. Дослідження десульфурації чавуну магнієм. Сталь.1979. №4. С. 251-254.

16. Мачікін В. І., Іванов А. І, Складановський О. М. Деякі особливості масообмінних процесів при позадоменній десульфурації чавуну магнієм. Ізв. ВНЗ. Чорна металургія. 1976. №4. С. 29-31.

17. Мачікін В. І., Зборщик А. М. Математичний опис процесів десульфурації чавуну та стали лужноземельними металами. Ізв. ВНЗ. Чорна металургія. 1982. №1. С. 34-38.

18. Омельяненко В. Ф., Борнацький І. І. Про розкислення та десульфурацію чавуну магнієм. Метали. 1985. №1. С. 24-27.

19 . Коноплі В. Г., Поганих П .А. Про механізм десульфурації чавуну під час обробки його магнієм. Металургія та коксохімія. 1985. №88. С. 49-55.

20. Дюдкін Д. А., Грінберг С. Є., Марінцев С. М. Механізм десульфурації

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

чавуну гранульованим магнієм. Металург. 2001. №4. С. 38-40.

21. Чичкарєв Є. А., Троцан А. І., Алексєєва В. А. Оцінка параметрів взаємодії умов десульфурації рідкого чавуну магнієм. Процеси лиття. 2003. №1. С. 7-11.

22. Шевченко А. Ф., Комплексный подход при выборе и оценке технологии внепечной десульфурации чугуна. Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии : сб. научн. тр. Дніпропетровськ : ІЧМ НАН України, 2010. Вип. 22. С. 106-120.

23. Irons G. A , Guthrie I. L Кінетика десульфурації розплавленого заліза з використанням пари магнію. Metallurgical Transactions B. 1981. №12. P .755-767.

24. Irons G., Guthrie I. Кінетичні аспекти десульфурації чавуну магнієм. Metals Society. 1981. №3. P. 114-121.

25. Haping Sun, Yungchang Liu, Muhjung Lu. Поведінка бульбашок Ar -1% Mg при десульфурації чавуну вдуванням магнію. Черметінформація. Новини чорної металургії за кордоном. Сталеплавильне виробництво. 2010. №4. С. 27-29.

26. Jose Flavio Viana, Sergio Luis de Souza Costa, Alessandro Prenazzi, Douglas C. Lee. Hot Metal Desulfurization by CaO -Mg Co-Injection в Usiminas Steel Shop 2. P .151-161.

27. YANG Jian, OKUVURA Keiji, SANO Mas amichi . Поведінка магнію в процесі знесірювання рідкого чавуну із застосуванням парів магнію, що утворюються на місці при алюмінотермічному відновленні окису магнію. ISIJ International. Vol. 42. 2002. №7. P. 685-693.

28 . Yang Jian, Kuwabary Mamoru, Okuvura Keiji, Sano Mas Amichi. Запобігання ресульфурації у процесі десульфурації при отриманні парів магнію алюмотермічним відновленням оксиду магнію. ISIJ International, Vol. 45. 2005. №12. P. 1795-1803.

29. Теорія металургійних процесів : Підручник / В. Б. Охотський , О. Л. Костелов, В. К. Симонов та ін . Київ : ІЗМН, 1997. 512 с.

30. Кубашевський О., Олкок С. Б. Металургійна термохімія. Москва : Металургія, 1974. 496с.

31. Меджибозький М. Я. Основи термодинаміки та кінетики сталеплавильних процесів. Київ-Донецьк : Вищ. шк., 1986. 299 с.

32. Шевченко А. Ф. Разработка и развитие теории и технологии процессов внепечной десульфурации чугуна в ковшах вдуванием диспергированных реагентов: Дисс. д-ра техн. наук: 05.16.02. Днепропетровск, 1997. 432 с.

References

1. International Magnesium Association The Global Voice for magnesium, October 21, 1999.

2. Shevchenko, O. F., Manachin, I. A., Vergun, O. S. et al. (2017). *Sudden desulfurization of cast iron in ladles. Technology, research, analysis, improvement*. Dnipro - VAL.

3. Desulphurization of cast iron with magnesium (1980). Metallurgy

4. Shevchenko, A. F., Bolshakov, V. I., & Bashmakov, O. M. (2011). Technology and equipment for desulfurization of cast iron with magnesium in heavy

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ladles. Scientific thought

5. Vergun, O. S., Lafer, I. M., & Shevchenko, O. F. (1985). To the question of the mechanism of desulfurization of cast iron with magnesium. *Steel*, (3), 17-18

6. Eliseev, V. I., Bulakhtin, O. S., Shevchenko, A. F., Kurylova, L. P., Rudenko, O. L. (2007). Model of movement and dissolution of magnesium-containing bubbles in a metal melt. *Theory and practice of metallurgy*, (2-3), 70-74

7. Rudenko, A. L. (2016). Kinetics of interfacial transition of sulfur in the process of ladle refining of cast iron with magnesium. *Izv. vuz. Physical and chemical principles of metallurgical processes*, 59(12), 896-902

8. Sigarev, E. N. (2013). Scientific substantiation and development of a complex energy-efficient technology for converter production of an iron-carbon semi-product: Cand. Dr. Sci: 05.16.02 -Dneprodzerzhinsk

9. Okhotskyi, V. B. (2001). Model of desulfurization of cast iron. Magnesium. *Metallurgical and mining industry*, (1) 23-25

10. Zborshchyk, A. M. (2001). Analysis of thermodynamics and kinetics of desulfurization of cast iron with magnesium. *Steel*, (7), 17-20

11. Zborshchyk, A. M. (2005). Features of the kinetics of desulfurization of cast iron in pouring ladles of Azovstal. *Steel*, (10), 54-57

12. Zborshchyk, A. M. (2010). Influence of magnesium dissolution conditions in cast iron on the efficiency of metal desulfurization. *Izv. Black metallurgy*, (7), 21-24

13. Zborshchyk, A. M. (1996). Analysis of the reaction mechanism during desulfurization of cast iron with magnesium. *Steel*, (12), 14-17

14. Zborshchyk, A. M., Klymanchuk, V. V., & Kosolap, N. V. (2006). Efficiency of modern technologies of desulfurization of cast iron with magnesium. *Metal and casting of Ukraine*, (3-4), 20-22

15. Machikin, V. I., & Zborshchyk, O. M. (1979). Study of desulfurization of cast iron with magnesium. *Steel*, (4), 251-254

16. Machikin, V. I., Ivanov, A. I., & Zborshchyk, O. M. (1976). Some features of mass transfer processes during out-of-domain desulfurization of cast iron with magnesium. *Izv. vuz. Black metallurgy*, (4), 29-31

17. Machikin, V. I., & Sobnyk, A. M. (1982). Mathematical description of the processes of desulfurization of cast iron and steel by alkaline earth metals. *Izv. vuz. Black metallurgy*, (1), 34-38

18. Omelianenko, V. F., & Bornatsky, I. I. (1985). About deoxidation and desulfurization of cast iron with magnesium. *Metals*, (1), 24-27

19. Konopli, V. G., & Poganykh, P. A. (1985). On the mechanism of desulfurization of cast iron during its treatment with magnesium. *Metallurgy and coke chemistry*, (88), 49-55

20. Dudkin, D. A., Greenberg, S. E., & Marintsev, S. M. (2001). Mechanism of desulfurization of cast iron by granular magnesium. *Metallurgist*, (4), 38-40

21. Chichkarev, E. A., Trotskan, A. I., & Alekseeva, V. A. (2003). Estimation of the parameters of interaction of the conditions of desulfurization of liquid cast iron with magnesium. *Casting processes*, (1), 7-11

22. Shevchenko, A. F. (2010). Kompleksnyi podkhod pri vybore i otcenke tekhnologii vnepechnoi desulfuratcii chuguna. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 22, 106-120

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

23. Irons, G. A, & Guthrie, I. L. (1981). Kinetics of molten iron desulfurization using magnesium vapor. *Metallurgical Transactions B*, (12), 755-767

24. Irons, G., & Guthrie I. (1981). Kinetic aspects of desulfurization of cast iron with magnesium. *Metals Society*, (3), 114-121

25. Sun, H., Liu, Y, & Lu, M. (2010). Behavior of Ar -1% Mg bubbles during desulphurization of cast iron by magnesium injection. Cermetinformatsiya. News of ferrous metallurgy abroad. *Steelmaking*, (4), 27-29.

26. Viana, J. F., Costa, S. L. de S., Prenazzi, A., Lee, D. C. *Hot Metal Desulfurization by CaO-Mg Co-Injection in Usiminas Steel Shop 2*. P .151-161.

27. Yang, J., Okuvura, K., & Sano, M. A. (2002). Behavior of magnesium in the desulphurization of liquid cast iron using magnesium vapor generated in situ during aluminothermal reduction of magnesium oxide. *ISIJ International*, 42(7), 685-693

28. Yang, J., Kuwabary, M., Okuvura, K., & Sano, M. A. (2005). Prevention of resulfurization during the desulfurization process in the production of magnesium vapor by aluminothermal reduction of magnesium oxide. *ISIJ International*, 45(12), 1795-1803.

29. Okhotsky, V. B., Kostelov, O. L., & Simonov, V. K. et al (1997). *Theory of metallurgical processes.* IZMN

30. Kubashevsky O., & Olcock S. B. (1974). *Metallurgical thermochemistry*. Metallurgy

31. *Fundamentals of thermodynamics and kinetics of steelmaking processes* (1986). Higher school

32. *Development and development of the theory and technology of out-of-furnace desulphurization of cast iron in ladles by blowing dispersed reagents*. (1997). Dissertation. Dr. Sci: 05.16.02. Dnepropetrovsk

I. O. Manachyn[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9795-6751
V. I. Yelisieiev[1], Ph. D. (Pys.-Math.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-4999-8142
V. H. Kysliakov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Head of Department, ORCID 0000-0002-1775-5050
V. P. Petrusha[1], Junior Researcher, ORCID 0000-0002-1031-3241

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

THEORETICAL ASSESSMENT OF A SINGLE INFLUX OF TECHNOLOGICAL FACTORS ON THE EFFECTIVENESS OF THE PROCESS OF DESULFURIZATION OF IRON WITH MAGNESIUM

Abstract. The aim of the study was to theoretically evaluate, based on physicochemical calculations, the single effect of temperature, initial and final sulfur content, depth of the liquid bath, and mass of iron on the efficiency of the process of desulfurization of iron with magnesium. The theoretical evaluation showed that for all considered iron temperatures (1200 – 1600 °C), the thermodynamically most preferred mechanism for desulphurization of iron using magnesium is the process based on the interaction of sulfur dissolved in the metal phase with dissolved

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

magnesium; the desulphurization process with the dissolution of vaporized magnesium in liquid iron is thermodynamically more probable for all considered tuyere immersion depths (0 - 4 m). A theoretical quantitative assessment of the effect of the tuyere immersion depth on the efficiency of desulphurization of iron with vaporized magnesium and dissolution of vaporized magnesium in iron was performed. It has been determined that when the final sulfur content changes within the range of 0.002 - 0.010%, with an increase in the final sulfur content in iron by 0.001%, the efficiency of the process of desulfurization of iron with magnesium increases by 10%; an increase in the initial sulfur concentration by 0.01% leads to an increase in the probability of the reaction through dissolved magnesium in the range of 15 - 25%, and the reaction through gaseous magnesium in the range of 9 - 19%; with an increase in the initial sulfur concentration in iron by 0.01% and a change in the final sulfur content by 0.001% in the range of 0.002 - 0.010%, the increase in the efficiency of the desulfurization process increases in the range of 5.5 - 9.4%; no significant effect of the mass of the treated iron on the desulfurization process was found.

Key words: desulfurization, iron, theoretical assessment, ladle, slag, mixer.

For citation: Manachyn, I. O., Yelisieiev, V. I., Kysliakov, V. H., & Petrusha, V. P. (2024). Theoretical assessment of a single influx of technological factors on the effectiveness of the process of desulfurization of iron with magnesium. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 168-185. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-168-185.

Стаття надійшла до редакції збірника 28.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-186-198

УДК 669.162.63

В. Г. Кисляков[1], к.т.н., зав. відділу, ORCID 0000-0002-1775-5050
І. О. Маначин[1], к.т.н., с.н.с., с.н.с., ORCID 0000-0001-9795-6751
В. І. Єлісєєв[1], к.ф-м.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-4999-8142
О. Л. Руденко[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-6068-9901

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ДОСЛІДЖЕННЯ ІНЖЕКЦІЙНОГО ВВЕДЕННЯ ГАЗОПОРОШКОВИХ СТРУМЕНІВ МЕТОДАМИ «ХОЛОДНОГО» МОДЕЛЮВАННЯ

Анотація. Метою роботи є вивчення на «холодних» моделях процесів інжекційного введення газопорошкових струменів в рідку ванну, визначення параметрів обробки. Для реалізації «холодного» моделювання на лабораторній базі Інститута чорної металургії була змонтована установка, яка забеспечує регульований ввод реагента. У якості реагентів використовувалися сода, вапно, оксид заліза (II). Моделювання проводили з видачею реагента у суху ємкість та у ємкість з водою, яка була імітацією ковша. Перед засипанням реагента у дозуючий пристрій проводилося просіювання, діаметр комірки найменшого сита складав 1 мм. Також у реагент додавався ПАР для покращення руху реагенту. Під час роботи установки проводилася фіксація показників манометрів, які встановлені на трасі відведення газоносія та на дозувальному пристрою. Проведена тарування дозуючого пристрою. Також під час інжектування у ківш з водою проводилася відеофіксація поведінки струменя без реагенту при зануренні, а також початок подачі реагенту та поверхні «розплаву». Поведено низку обробок при різній витраті газоносія та при різній інтенсивності подачі реагенту. Отримано зведену таблицю результатів обробок, яка стала основою для подальшої обробки результатів досліджень на «холодного» моделювання. Показано систему рівняннь для одновимірного двофазного стаціонарного потоку. До цієї системи додано рівняння стану газу, рівняння для визначення теплообміну газу зі стінкою труби, рівняння міжфазової сили, приєднаної маси та для міжфазного теплового потоку. Виходячи з природних міркувань сформульовані граничні умови. З використанням розробленої методики виконано розрахунки перепаду тисків, швидкостей газової та твердої фаз для частинок CaO з діаметром 60, 100 мкм; FeO - 70, 450 мкм; Na_2CO_3 - 100 мкм).

Ключові слова: суміш реагентів, «холодна» модель, інжекція, комплексна обробка, гідродинаміка.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Посилання для цитування: Дослідження інжекційного введення газопорошкових струменів методами «холодного» моделювання / В. Г. Кисляков, І. О. Маначин, В. І. Єлісєєв, О. Л. Руденко // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 186-198. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-186-198.

Стан питання. В сучасних умовах вітчизняні металургійні підприємства, а особливо сталеплавильне виробництво в їх складі, зазнають значного негативного впливу дефіциту якісної сировини, відсутності стабільності шихтових матеріалів, що надходять. При цьому в світовій практиці для подолання зазначених проблем використовують технічні рішення, що до позапічної обробки шихтових матеріалів, зокрема й рідкого чавуну [1-3]. Таким чином, актуальним питанням вітчизняної металургійної науки є встановлення ефективності найбільш розповсюджених методів позапічної обробки чавуну стосовно сучасних реалій існування вітчизняного сталеплавильного виробництва.

Ефективним способом рафінування чавуну є інжектування порошкоподібних реагентів. Вдування реагентів у розплав забезпечує максимальну поверхню контакту і швидкість їхньої взаємодії з рідким металом. При цьому реагенти вдуваються в розплав струменем газу-носія, який також чинить певний рафінуючий вплив на метал. Усе це сприяє досягненню високої швидкості процесів масообміну і найповнішого видалення з металу шкідливих домішок за істотно меншої витрати реагентів [4].

Мета роботи. Вивчення на «холодних» моделях процесів інжекційного введення газопорошкових струменів в рідку ванну, визначення параметрів обробки

Опис лабораторних досліджень. Лабораторну установку реалізовано на лабораторній базі ІЧМ. На рис. 1. представлена схема установки з розмірами ділянок з'єднань між елементами. Зовнішній вигляд змонтованої установки представлено на рис. 2.

Для проведення досліджень були використані такі реагенти – кальцинована сода, негашене вапно, оксид заліза (II) та рідина ПАР.

Змонтована установка була перевірена на предмет витоку повітря. Були виконані роботи по його усуненню, що дозволило перейти до наступного етапу проведення випробувань.

На наступному етапі були зроблені випробування установки без реагентів (рис. 3, а), з використанням соди (рис. 3, б), з використанням вапна (рис 3, в) та з використанням суміші CaO-Na_2CO_3-FeO (рис. 3, г).

Перед засипанням реагента у дозуючий пристрій проводилося просіювання, діаметр комірки найменшого сита складав 1 мм. Також у

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

реагент додавався ПАР для покращення руху реагенту по трасі подачі метеріалу «шланг-фурма».

Під час роботи установки при зміні витрати газоносія, а також інтенсивності подачі реагента проводилася фіксація показників манометрів РТ1 і РТ2.

Проведено оціночне тарування дозуючого пристрою. Для цього на декількох фіксованих значеннях обертів електроприводу було проведено видачу реагенту в тару з подальшим зваженням матеріалу, що був виданий за заданий час.

Також під час інжектування у ківш з водою проводилася відеофіксація поведінки струменя без реагенту при зануренні, а також початок подачі реагенту.

У таблиці 1-4 представлені зведені дані про технологічні параметри проведених експериментів.

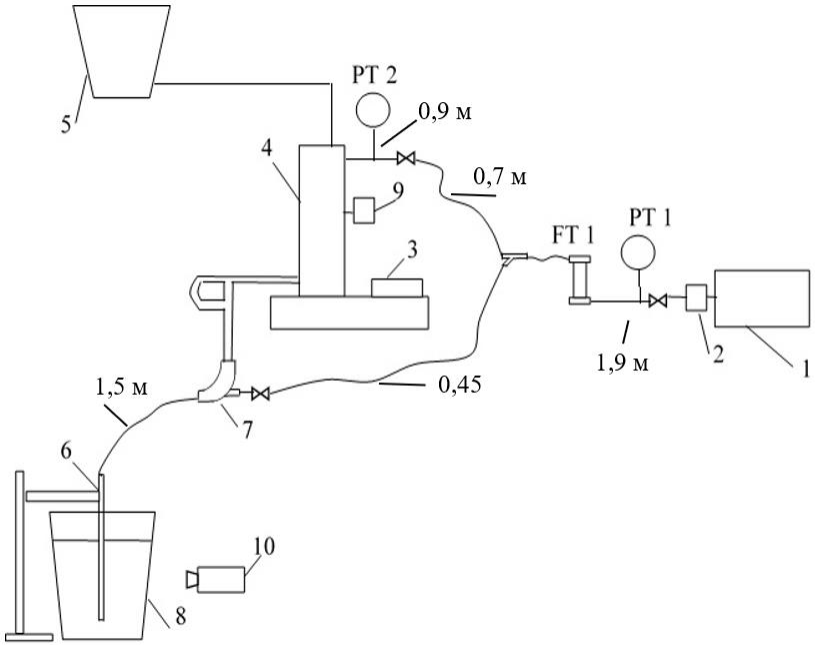


Рисунок 1 – Схема лабораторної установки для холодного моделювання процесу вдування газових і двофазних потоків у рідку ванну: 1 – компресор, 2 – осушувач повітря, 3 – електропривід, 4 – дозувальний пристрій, 5 – видатковий бункер реагентів, 6 – фурма, 7 – аерокамера, 8 – ківш, 9 – вібратор, 10 – відеокамера

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



Рисунок 2 – Зовнішній вигляд лабораторної установки.



(а) (б) (в) (г)

Рисунок 3 – Кадри інжекції без подачі реагентів (а), з подачею соди (б), з подачею вапна (в), з подачею суміші реагентів (г)

Таблиця 1 – Технологічні параметри експеримента без реагентів

Реагент	Зафіксована маса, гр	Концентрація	Витрата газоносія, $м^3$/год	Тиск на вході установки, МПа	Тиск у витратному пристрої, МПа
Подача газоносія в дозуючий пристрій зверху закрита					
-	-	-	3,6	0,26	0,08
-	-	-	4,2	0,22	0,1
-	-	-	5,4	0,20	0,14
Подача газоносія в дозуючий пристрій зверху відкрита					
-	-	-	5,7	0,18	0,14

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 2 – Технологічні параметри експеримента з содою

Реагент	Інтенсивність, гр/хв	Концентрація, кг/м^3	Витрата газоносія, м^3/год	Тиск на вході установки, МПа	Тиск у витратному пристрої, МПа
Видача реагенту в атмосферу					
сода	400	6,66	3,6	0,15	0,08
сода	550	7,85	4,2	0,20	0,1
Видача реагента у ківш з водою					
сода	550	11,00	3,0	0,28	0,08
сода	550	9,17	3,6	0,24	0,1

Таблиця 3 – Технологічні параметри експеримента з вапном

Реагент	Інтенсивність, гр/хв	Концентрація, кг/м^3	Витрата газоносія, м^3/год	Тиск на вході установки, МПа	Тиск у витратному пристрої, МПа
Видача реагенту в атмосферу					
вапно	100	2,00	3,0	0,15	0,1
вапно	100	1,66	3,6	0,20	0,14
вапно	160	2,46	3,9	0,215	0,2
вапно	160	2,29	4,2	0,22	0,16
Видача реагента у ківш з водою					
вапно	160	3,56	2,7	0,24	0,12
вапно	160	2,90	3,3	0,22	0,08

Таблиця 4 – Технологічні параметри експеримента з сумішшю реагентів

Реагент	Інтенсивність, гр/хв	Концентрація, кг/м^3	Витрата газоносія, м^3/год	Тиск на вході установки, МПа	Тиск у витратному пристрої, МПа
Видача реагенту в атмосферу					
суміш	230	3,29	4,2	0,22	0,08
суміш	410	6,83	3,6	0,20	0,16
Видача реагента у ківш з водою					
суміш	230	4,18	3,3	0,22	0,08
суміш	410	8,2	3,0	0,22	0,10
суміш	230	3,54	3,9	0,22	0,1
суміш	410	6,31	3,9	0,21	0,1
суміш	410	9,11	2,7	0,28	0,006

Результати дослідження. Для розрахунків параметрів течії газу з твердими частинками використовуємо теорію багатофазних потоків. Вона набула свого розвитку в другій половині минулого століття в

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

роботах багатьох учених і нині має досить велику літературу, наприклад [5-7]. Найбільш повного представлення вона набула в роботах Нігматуліна [6] для газорідинних потоків для випадку беззіштовхливого монодисперсного середовища. Результати цієї роботи повною мірою можна використати і в разі течії досить щільних дисперсних потоків за певних умов і припущень. Актуальність цієї теми останнім часом не слабшає, тому список робіт постійно поповнюється, наприклад, [8-11]. У них використовуються різні підходи та досліджуються різні деталі процесу транспортування. У цій роботі використовуємо теорію одновимірного двофазного стаціонарного потоку, відпрацьовану на реальних пневмотранспотних системах подачі сипучого порошку магнію для десульфурації чавуну [12]. Випишемо основні рівняння:

$$\alpha_G \rho_G u_G S_T = G_G = Const\,, \tag{1}$$

$$\alpha_C \rho_C u_C S_T = G_C = Const\,, \tag{2}$$

$$G_G \frac{du_G}{dx} = -\alpha_G S_T \frac{dp}{dx} + \alpha_G 2\pi R_T \tau_G - \alpha_G n S_T \left(f_m + f_\mu\right) + \alpha_G \rho_G S_T g Cos\vartheta, \tag{3}$$

$$G_C \frac{du_C}{dx} = -\alpha_C S_T \frac{\partial p}{\partial x} + \alpha_C 2\pi R_T \tau_C + \alpha_G n S_T \left(f_m + f_\mu\right) + \alpha_C \rho_C S_T g Cos\vartheta, \tag{4}$$

$$G_G \frac{d(c_P T_G)}{dx} = G_G \frac{dp}{\rho_G dx} + n S_T q_{GC} + 2\pi R_T \alpha_G q_G + \alpha_G n S_T \left(f_m + f_\mu\right)(u_G - u_C) \tag{5}$$

$$G_C \frac{d(cT_C)}{dx} = -n S_T q_{GC} + 2\pi R_T \alpha_C q_C, \tag{6}$$

де x - повздовжня координата; α_G, α_C- об'ємні частки фаз; ρ_G, ρ_C- щільності; u_G, u_C- проекції швидкостей відповідних фаз; p - тиск; n - концентрація дисперсної фази; f_m- проекція сили у поздовжньому напрямку, пов'язана з приєднаною масою; f_μ- проекція сили в'язкої міжфазної взаємодії; g - прискорення вільно падаючого тіла; T_G, T_C - температури фаз; q_{GC}- міжфазні теплові потоки; q_G, q_C- теплові потоки від стінки до фаз; S_T- площа перерізу циліндричної труби; R_T- радіус труби; G_G, G_C- витрати, відповідно, газу та дисперсного середовища; c - коефіцієнт теплоємності матеріалу частинок; c_P- коефіцієнт теплоємності газу при постійному тиску; τ_G, τ_C - напруги на стінці для газу та дисперсного матеріалу. (параметри розглядаються, як усереднені).

Ця система записана у припущенні, що між дисперсною та дисперсійною середовищами відсутній масообмін, крім того відкинуто дисипативні та пульсаційні члени для несучого середовища, так як передбачається, що енергія міжфазової взаємодії значно перевищує ці енергетичні втрати. До записаних рівнянь необхідно додати рівняння

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

стану газу:

$$p = \rho_G R_G T_G \,, \tag{7}$$

де R_G- газова постійна газу-носія.

Виведемо тепер величини в правих частинах рівнянь (3 - 6), що визначають перебіг аналізованого середовища. Використовуємо для цього добре відомі формули, що описують взаємодії однорідних середовищ з твердими поверхнями каналів. Для розрахунків величини τ_G для турбулентних потоків набула широкого застосування формула вигляду [13]:

$$\tau_G = \frac{1}{8}\xi\rho_G u_G^2, \quad \xi = 0.316\,\mathrm{Re}_T^{-1/4} \text{ при } Re_T \le 10^4,\ Re_T = \frac{\rho_G u_G R_T}{\mu_G};$$

$$\xi = (1.82\,lgRe_T - 1.64)^{-2} \text{ при } 10^4 \le Re_T \le 5\cdot 10^6, \tag{8}$$

де μ_G- динамічний коефіцієнт в'язкості газу; Re_T - число Рейнольдса для труби.

Для визначення теплообміну газу зі стінкою труби є також добре апробовані формули, наприклад [14]:

$$q_G = \alpha_T(T_T - T_G),\ \alpha_T = \frac{\lambda_G}{2R_T}Nu_T,$$

$$Nu_T = \frac{\xi\,\mathrm{Re}_T\,\mathrm{Pr}_G}{8k + 12.7\sqrt{8\xi}\left(\mathrm{Pr}_G^{1/2} - 1\right)}, \quad k = 1 + 900/\mathrm{Re}_T, \quad Pr = \frac{c_P\mu_G}{\lambda_G}, \tag{9}$$

де α_T- коефіцієнт тепловіддачі стінки; λ_G - коефіцієнт теплопровідності газу; Nu_T - число Нуссельта для каналу; Pr_G - число Прандтля для газу.

Міжфазова сила, визначається [6]:

$$f_\mu = \frac{1}{2}c_\mu\rho_G\pi R_C^2|u_G - u_C|(u_G - u_C),$$

$$c_\mu = c_\mu^* = \frac{24}{\mathrm{Re}_{GC}} + \frac{4.4}{\mathrm{Re}_{GC}^{1/2}} + 0.42,\ \alpha_C \le 0.08,$$

$$c_\mu = c_\mu^{**} = \frac{4}{3\alpha_G}\left(1.75 + \frac{150\alpha_C}{\alpha_G\,\mathrm{Re}_{GC}}\right),\ \alpha_C \ge 0.45,$$

$$c_\mu = \frac{(\alpha_C - 0.08)c_\mu^{**} + (0.45 - \alpha_C)c_\mu^*}{0.37}, \tag{10}$$

а силу приєднаної маси

$$f_m = \frac{2}{3}\pi R_C^3\rho_G\left(\frac{du_G}{dt} - \frac{du_C}{dt}\right), \tag{11}$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Також, матимемо вирази для міжфазного теплового потоку [6]

$$q_{GC} = 4\pi R_C^2 \alpha_{GC}(T_G - T_C), \qquad \alpha_{GC} = \frac{\lambda_G}{2R_C} Nu_C,$$

$$Nu_C = 2 + 0.6\,\mathrm{Re}_{GC}^{1/2}\,\mathrm{Pr}_G^{1/3}, \qquad Re_{GC} = 2\,\frac{\rho_G R_C |u_G - u_C|}{\mu_G}, \qquad (12)$$

где α_{GC} -коефіцієнт тепловіддачі; Nu_C - число Нуссельта для частинок, Re_{GC} - число Рейнольдса для частинок, R_C - радіус частинок.

Значні труднощі у визначенні становить величина, що значною мірою залежить від морфології поверхонь каналу та частинок, і навіть від локальних турбулентних пульсацій. У нашому випадку, враховуючи, що величина порівняно невелика, а стінки і частинки є металевими, тобто мають хорошу теплопровідність, в даній роботі відкинемо цей член в рівнянні (12). Величину τ_C представимо у вигляді суми [12]:

$$\tau_C = \tau_C^W + \tau_C^G, \qquad (13)$$

де, згідно [15]

$$\tau_C^G = \frac{1}{2} B_G \rho_C \frac{u_C}{u_G} \frac{{R_T}^2}{R_C} g, \qquad (14)$$

а τ_C^W приймемо у вигляді

$$\tau_C^W = \frac{1}{2} B_W \rho_C u_G u_C \frac{R_T}{R_C}, \qquad (15)$$

де B_G, B_W- коефіцієнти Бусройда, що підлягають визначенню з експерименту.

Вираз (15) одержуємо множенням формули (14) на число Фруда $Fr = \frac{{u_G}^2}{D_T g}$, внаслідок чого сила опору частинкам на вертикальній ділянці стає, згідно [16], незалежною від g. Наявність напруги τ_C^G забезпечується тими силами, які діють на частинку в горизонтальних потоках [17], звісно, насамперед силою тяжіння, внаслідок чого в (14) присутня g. У вертикальних же потоках τ_C^W викликано турбулентними пульсаціями та зіткненням частинок. Граничні умови (початкові умови при x =0) повинні задаватися з природних міркувань, однак вони не завжди відомі, зокрема швидкість газу та швидкості частинок. У нашому випадку величинами, що задаються, будемо вважати G_G, G_C, R_T, R_C, p_L- тиск на кінці труби. У початковій точці з гарним ступенем ймовірності можна прийняти, що температура газу та температура частинок дорівнюють атмосферній температурі. Швидкість газу та швидкості частинок при x = 0 можна отримати при заданні, наприклад α_C. Для даного процесу початкова величина або швидкість частинок

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

відіграють важливу роль, внаслідок чого ці значення досить суттєво можуть вплинути на визначені параметри і, зокрема, визначення коефіцієнта Бусройда.

Представлений експериментальний матеріал цікавий тим, що він містить різний матеріал з різними фізичними параметрами. При цьому тверда фаза тут представлена, як однорідна маса, так і у вигляді суміші. Отримані експериментальні дані дозволили отримати оціночні величини необхідних коефіцієнтів. Для цього скористалися тільки тими величинами, які отримано під час витікання двофазного середовища в атмосферний простір, тобто з відомим кінцевим тиском, що дорівнює атмосферному. В експериментах, проведених із водою, присутній невідомий протитиск у бульбашках, унаслідок цього ці дані не розглядаються.

Наведемо результати розрахунків.

Сода. Довжина горизонтальної ділянки – 1,5 м; діаметр трубки – 6 мм; довжина вертикальної ділянки - 1 м; діаметр трубки – 4 мм; $B_G = 2 \cdot 10^{-4}$, $B_W = 2 \cdot 10^{-5}$; діаметр частинок – 0,1 мм.

Таблиця 5 – Порівняння фактичних показників тиску з розрахунковими при інжектуванні соди

Інтенсивність, гр/хв	Концентрація, кг/м^3	Витрата газоносія, м^3/год	Тиск на вході установки, МПа	Тиск за розрахунками, МПа
400	6,66	3,6	0,15	0,17
550	7,85	4,2	0,20	0,19

Вапно. Довжина горизонтальної ділянки – 1,5 м; діаметр трубки – 6 мм; довжина вертикальної ділянки – 0,8 м; діаметр трубки - 4 мм; $B_G = 2 \cdot 10^{-3}$, $B_W = 2 \cdot 10^{-5}$; діаметр частинок – 0,1 мм.

Таблиця 6 – Порівняння фактичних показників тиску з розрахунковими при інжектуванні вапна

Інтенсивність, гр/хв	Концентрація, кг/м^3	Витрата газоносія, м^3/год	Тиск на вході установки, МПа	Тиск за розрахунками, МПа
100	2,00	3,0	0,15	0,15
100	1,66	3,6	0,20	0,16
160	2,46	3,9	0,215	0,19
160	2,29	4,2	0,22	0,19

Смесь (0,6 – вапно, 0,3 – FeO, 0,1 – сода). Довжина горизонтальної ділянки – 1,5 м; діаметр трубки - 6 мм; довжина вертикальної ділянки – 0,8 м; діаметр трубки - 4 мм; $B_G = 2 \cdot 10^{-3}$, $B_W = 2 \cdot 10^{-5}$; діаметр частинок – 0,1 мм.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 7 – Порівняння фактичних показників тиску з розрахунковими при інжектуванні суміші

Інтенсивність, гр/хв	Концентрація, кг/м^3	Витрата газоносія, м^3/год	Тиск на вході установки, МПа	Тиск за розрахунками, МПа
230	3,29	4,2	0,22	0,21
410	6,83	3,6	0,20	0,24

Зіставляючи отримані в результаті розв'язання виписаної системи з даними в таблицях 2 - 4, видно, що ці результати в деяких випадках відрізняються, що свідчить про необхідність ретельнішого відпрацювання експериментальної методики і, відповідно, проведення самих експериментів. Водночас видно, що за більш масивного об'єму експериментальних даних можна точніше підібрати необхідні коефіцієнти й отримати параметри течії двофазних потоків у каналах.

Висновки

Таким чином, розроблена методика забезпечує можливість теоретично оцінити вплив характеристик двофазних потоків і характеристики траси, що транспортує двофазний потік, на параметри двофазного потоку, в т. ч. на виході з фурми, зануреної в рідкий чавун.

Перелік посилань

1. Ueda M., Shirota Y., Yamamota T. Development of continuous impurity removal process on blast furnace chute Scaninject IV. 4th International Conference on Injection Metallurgy, Lulea, Sweden, June 11-13, 1986, Proceedings

2. Eawasaki Sh., Aoki M., Kashimori A., Takagi H., Kshiwaku, Onishi T. Dephosphorization and desulfurization in the pretreatment of pig iron. 4th International Conference on Injection Metallurgy, Lulea, Sweden, June 11-13, 1986, Proceedings

3. Yoshimura M., Yoshikawa S. Production of ultrapure steels and their fatigue properties. Scaninject II. 2nd International Conference on Injection Metallurgy, Luleå, Sweden, June 12-13, 1980 : Proceedings

4. Смирнов Н. А. Рафинирование стали вдуванием порошкообразных материалов Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия». 2015. Т. 15, № 3. С. 33–42.

5. Soo S. L. Fluid dynamics of multi-phase systems. Toronto-London : Blaisdell. 1967.

6. Нигматулин Р. И. Динамика многофазных сред. Ч. I. – М. : Наука, 1987, 464с.

7. Накорчевский А. И., Басок Б. И. Гидродинамика и тепломассоперенос в гетерогенных системах и пульсирующих потоках / Под ред. А. А. Долинского. Киев : Наукова думка, 2001, 346 с.

8. Кондратьев А. С., Ньа Т. Л., Швыдько П. П. Инженерные методы расчета гидротранспортирования твердых частиц в горизонтальных и вертикальных трубах. Инженерный журнал: наука и инновации 2018, № 3. С. 1–19. https://doi.org10.18698/2308-6033-2018-3-1740

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

9. Криль С. И., Чальцев М. Н. К вопросу о методиках расчета основных параметров пневмотранспорта сыпучих материалов по горизонтальным трубам. Прикладна гідромеханіка. 2010. Том 12, № 4. С. 36 – 44.

10. Тарасов В. П., Мухопад К. А. Развитие теории работы однотрубной пневмотранспортной установки. Теор. Основы хим. технологии. 2019. Т. 53. № 3 , с. 349 – 360.

12. Тимошенко В. И., Кнышенко Ю. В. Пневмотранспорт сыпучих материалов с повышенным давлением несущего газа. Наука та інновації. 2013. Т. 9. № 1. С. 5—17.

13. Елисеев В. И., Толстопят А. П., Флеер Л. А., Совит Ю. П., Шевченко А. Ф., Шевченко С. А. Движение двухфазного потока в фурме. Вісник Дніпропетровського університету. Серія Механіка, Вип. 23, Т., 2019, Т. 27, № 5. С. 21 – 34.

14. Лойцянский Л. Г. Механика жидкости и газа: Учеб. для вузов 7 изд. М. : Дрофа, 2003. 840 с.

15. Тимошенко В. И. Газовая динамика высокотемпературных технологических процессов. Днепропетровск: Институт технической механики НАНУ и НКАУ, 2003. 460 с.

16. Волошин А. И., Пономарев Б. В. Механика пневмотранспортирования сыпучих материалов. Киев : Наукова думка, 2001, 520 с.

17. Шрайбер А. А., Милютин В. Н., Яценко В. П. Гидромеханика двухкомпонентных потоков с твердым полидисперсным веществом. Киев : Наукова думка, 1980, 250 с.

19. Вараксин А. Ю., Протасов М. В., Яценко В. П. Анализ механизмов осаждения твердых частиц на стенки каналов. Теплофизика высоких температур. 2013. Т. 51. № 5. С. 738 -746.

References

1. Ueda, M., Shirota, Y., & Yamamota, T. (1986). Development of continuous impurity removal process on blast furnace chute Scaninject IV. 4th International Conference on Injection Metallurgy, Lulea, Sweden, June 11-13, 1986, Proceedings

2. Eawasaki, Sh., Aoki, M., Kashimori, A., Takagi, H., & Kshiwaku, Onishi T. (1986). Dephosphorization and desulfurization in the pretreatment of pig iron. 4th International Conference on Injection Metallurgy, Lulea, Sweden, June 11-13, 1986, Proceedings

3. Yoshimura, M., & Yoshikawa, S. (1980). Production of ultrapure steels and their fatigue properties. Scaninject II. 2nd International Conference on Injection Metallurgy, Luleå, Sweden, June 12-13, 1980, Proceedings

4. Smirnov, N. A. (2015). Rafinirovanie stali vduvaniem poroshkoobraznyh materialov *Vestnik YuUrGU. Seriya "Metallurgiya"*, 15(3), 33–42

5. Soo, S. L. (1967). *Fluid dynamics of multi-phase systems*. Blaisdell

6. Nigmatulin, R. I. (1987). *Dinamika mnogofaznyh sred*. Part 1. Nauka

7. Nakorchevskij, A. I., & Basok, B. I. (2001). *Gidrodinamika i teplomassoperenos v geterogennyh sistemah i pulsiruyushih potokah*. Naukova dumka

8. Kondratev, A. S., Na, T. L., & Shvydko, P. P. (2018). Inzhenernye metody rascheta gidrotransportirovaniya tverdyh chastic v gorizontalnyh i vertikalnyh trubah.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Inzhenernyj zhurnal: nauka i innovacii, (3), 1–19. https://doi.org/10.18698/2308-6033-2018-3-1740

9. Kril, S. I., & Chalcev, M. N. (2010). K voprosu o metodikah rascheta osnovnyh parametrov pnevmotransporta sypuchih materialov po gorizontalnym trubam. *Prikladna gidromehanika*, 12(4), 36 – 44

10. Tarasov, V. P., & Muhopad, K. A. (2019). Razvitie teorii raboty odnotrubnoj pnevmotransportnoj ustanovki. *Teor. Osnovy him. tehnologii*, 53(3), 349–360

11. Timoshenko, V. I., & Knyshenko, Yu. V. (2013). Pnevmotransport sypuchih materialov s povyshennym davleniem nesushego gaza. *Nauka ta innovaciyi*, 9(1), 5–17

12. Yeliseyev, V. I., Tolstopyat, A. P., Fleyer, L. A., Sovit, Yu. P., Shevchenko, A. F., & Shevchenko, S. A. (2019). Dvizhenie dvuhfaznogo potoka v furme. *Visnik Dnipropetrovskogo universitetu. Seriya Mehanika*, 27(5), 21–34

13. Lojcyanskij, L. G. (2003). *Mehanika zhidkosti i gaza.* Drofa

14. Timoshenko, V. I. (2003). *Gazovaya dinamika vysokotemperaturnyh tehnologicheskih processov*. Institut tehnicheskoj mehaniki NANU i NKAU

15. Voloshin, A. I., & Ponomarev, B. V. (2001). *Mehanika pnevmotransportirovaniya sypuchih materialov*. Naukova dumka

16. Shrajber, A. A., Milyutin, V. N., & Yacenko, V. P. (1980). *Gidromehanika dvuhkomponentnyh potokov s tverdym polidispersnym veshestvom*. Naukova dumka

17. Varaksin, A. Yu., Protasov, M. V., & Yacenko, V. P. (2013). Analiz mehanizmov osazhdeniya tverdyh chastic na stenki kanalov. *Teplofizika vysokih temperatur*, 51(5), 738 -746

V. H. Kysliakov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Head of Department, ORCID 0000-0002-1775-5050
I. O. Manachyn[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9795-6751
V. I. Yelisieiev[1], Ph. D. (Pys.-Math.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-4999-8142
O. L. Rudenko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-6068-9901

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

STUDY OF GAS-POWDER JETS INJECTION BY COLD MODELING METHODS

Abstract. The aim of the work is to study the processes of injecting gas-powder jets into a liquid bath on cold models and determine the processing parameters. To implement the cold modeling, an installation was mounted at the laboratory base of the Institute of Ferrous Metallurgy, which provides a controlled reagent injection. The reagents used were soda, lime, and iron (II) oxide. The simulation was carried out with the reagent being dispensed into a dry container and into a container with water, which was an imitation of a ladle. Before pouring the reagent into the dosing device, sieving was performed, the mesh diameter of the smallest sieve was 1 mm. A surfactant was also added to the reagent to improve the movement of the reagent. During the operation of the installation, the readings of the manometers installed on the gas carrier outlet route and on the dosing device were recorded. The dosing device

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

was calibrated. Also, during injection into a bucket of water, the behavior of the jet without reagent during immersion was video recorded, as well as the beginning of the reagent supply and the surface of the "melt". A number of treatments were carried out at different gas flow rates and at different intensities of reagent supply. A summary table of the results of the treatments was obtained, which became the basis for further processing of the results of the cold modeling studies. The system of equations for a one-dimensional two-phase steady-state flow is shown. This system includes the equation of state of the gas, the equation for determining the heat transfer between the gas and the pipe wall, the equations for the interfacial force, the attached mass, and the interfacial heat flux. Boundary conditions are formulated based on natural considerations. Using the developed methodology, we calculated the pressure drop, velocities of the gas and solid phases for CaO particles with a diameter of 60 and 100 μm; FeO - 70 and 450 μm; Na_2CO_3 - 100 μm).

Keywords: reagent mixture, cold model, injection, complex treatment, hydrodynamics.

For citation: Kysliakov, V. H., Manachyn, I. O., Yelisieiev, V. I., & Rudenko, O. L. (2024). Study of gas-powder jets injection by cold modeling methods. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 186-198. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-186-198

Стаття надійшла до редакції збірника 28.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-199-221

УДК 669.184.244.66:669.184.235.001.5

Т. С. Голуб[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-9269-2953
Л. С. Молчанов[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-6139-5956

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

КОМПЛЕКСНИЙ АНАЛІЗ МЕТОДІВ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИРОБНИЦТВА СТАЛІ НА ПРИКЛАДІ ЗАСТОСУВАННЯ ЕЛЕКТРИЧНОЇ АКТИВАЦІЇ СТРУМЕНЯ КИСНЮ У КОНВЕРТОРАХ ВЕРХНЬОГО ДУТТЯ

Анотація. Динамічна сучасність та стрімкий розвиток науки й техніки потребує від сталеплавильної галузі постійного вдосконалення та інтенсифікації всіх етапів виробництва без значних матеріальних витрат для збереження конкурентоспроможності на ринку конструкційних матеріалів. Це стосується й найбільш ефективного на даний час способу отримання рідкого металевого напівпродукту – киснево-конвертерного способу виробництва. За час свого існування, перебуваючи у постійному вдосконаленні, для киснево-конвертерного способу вже досконало досліджено та встановлено раціональні показники технологічних факторів, які можуть інтенсифікувати процес, знайдено оптимальні межі їх використання, що обмежує подальше їх вдосконалення. Тому на перший план виходять нові способи фізичного впливу, серед яких актуальним є розробка способу активізації електричним розрядом кисневого газового струменя. В роботі досліджено запропонований авторами спосіб створення високовольтного розряду на виході з продувного пристрою. Це спричиняє утворення вільних заряджених часток кисню у газі (йонів), які є більш активними ніж молекулярний кисень щодо розчинення та взаємодії з іншими хімічними сполуками. Основним напрямком дослідження, що відображено в роботі, був термодинамічний аналіз впливу активізації високовольтним розрядом кисневого струменя на перебіг реакцій за участю газоподібної фази. Розрахунки проведено стосовно вільної енергії Гіббса. Цей параметр є показником ймовірності вільного перебігу реакцій з утворенням, в даному випадку, оксидних продуктів й опосередковано відповідає за інтенсивність перебігу всього процесу конвертування. Розрахунки проведено для реакцій окислення компонентів розплаву в реакційній зоні з урахуванням впливу кількості активованих часток на електродні потенціали, перш за все, газоподібного кисню. Відповідно до результатів проведеного аналізу зроблено висновок, що найбільше за рахунок дії газоподібних йонів кисню активується процес окислення вуглецю та процес розчинення кисню у залізо-вуглецевому розплаві. Це, відповідно, повинно як інтенсифікувати сам

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

перебіг конвертування з активним наведенням шлаку та протіканням всіх окислювальних процесів, так і скоротити тривалість його перебігу.

Ключові слова: киснево-конвертерний процес, верхня продувка киснем, високовольтний електричний розряд, йони, реакції окислення, вільна енергія Гіббса.

Посилання для цитування: Голуб Т. С., Молчанов Л. С. Комплексний аналіз методів підвищення ефективності виробництва сталі на прикладі застосування електричної активації струменя кисню у конверторах верхнього дуття**.** *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 199-221. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-199-221.

Вступ. Сучасний рівень розвитку науки й техніки потребує удосконалення всіх напрямків технічної діяльності у відповідності з рівнем автоматизації та можливостями керування. Не залишається осторонь й металургійна галузь, яка є важливою складовою економіки країн. У зв'язку з цим постійно проводять розробки та вдосконалення елементів металургійного переробу для розширення можливостей управління. Так, зокрема, це стосується основного способу масового виробництва рідкої сталі – виплавки в кисневих конвертерах. Це досить складний процес, у якому необхідно одночасно забезпечити такі вимоги до дуттьових режимів, які дозволять проведення швидкого запалювання плавки, інтенсивного перемішування ванни, підвищення ступеня засвоєння кисню та ін., що зумовлене «жорсткою» продувкою, та прискореного й сталого шлакоутворення, збільшення ступеня окислення вуглецю до CO_2 та ін., що відповідає «м'якому» типу продувки ванни. У нестабільних шихтових умовах, які є звичайною умовою роботи більшості вітчизняних конвертерних цехів, при продувці ванни з прийнятою витратою кисню через звичайну багатосоплову фурму [1-2] дотриматися вказаних вимог є досить складною задачею.

Аналіз публікацій. Основними шляхами впливу на рідку металеву ванну й обмінні процеси при кисневому конвертуванні є:

- традиційні технологічні засади:
  - інтенсивність продувки та тиск кисню;
  - положення фурми;
  - тип продувного пристрою;
  - вміст кисню у дутті;
- інші фізичні впливи, у тому числі електрофізичний вплив електричним розрядом.

Важливою складовою, що визначає дуттьовий режим кисневого конвертера, є інтенсивність подачі кисню. Кисень вводять у конвертер

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

через фурму, оснащену соплами, що перетворюють енергію тиску газу в кінетичну і забезпечують швидкість струменів на виході із сопла на рівні 500 - 550 м/с при статичному тиску близькому до атмосферного [3-6]. Така швидкість необхідна для проникнення струменів у ванну та забезпечення найбільш повного засвоєння кисню. Кисневі струмені, що витікають із сопел фурми, занурюються у ванну і викликають у її нижній частині спрямовану циркуляцію, а верхні шари металу і шлаку спінюються бульбашками CO, що виділяються при окисленні вуглецю. Питома витрата кисню, визначається кількістю складових чавуну і сталевого брухту, які окислюються за час продування. Виходячи з практики виробництва сталі у кисневих конвертерах вона змінюється у межах 47 – 60 $м^3$/т сталі, зростаючи зі збільшенням вмісту домішок в шихті, і знижується зі збільшенням частки сталевого брухту в шихті, оскільки брухт містить меншу кількість домішок, у порівнянні з чавуном.

Інтенсивність продувки зазвичай є постійною для умов того чи іншого конвертерного цеху і залежить від ємності сталеплавильного агрегату [7]. Для умов виробництва сталі у кисневих конвертерах вона знаходиться в межах 2,5 до 5 – 6 $м^3$/(т·хв) й визначає тривалість операції продувки. Для зменшення тривалості плавки інтенсивність продувки прагнуть збільшити. Проте, досвід виробництва сталі у кисневих конвертерах показав, що після перевищення певного допустимого рівня інтенсивності продувки починаються викиди металу та шлаку з конвертера через надмірне спінення шлако-металевої ванни.

Іншим важливим параметром дуттьового режиму, який має значний вплив на процес продувки є тиск кисню [7-8]. Для забезпечення, обумовлених технологією виплавки сталі у кисневих конвертерах, газодинамічних характеристик струменя кисню необхідно мати тиск у фурмі перед соплами понад 1 МПа (у магістралі – не менше 1,5- 2,0 МПа). Конвертери малої ємності, що мають відносно меншу глибину ванни, можуть нормально працювати при тиску кисню у магістралі не менше 1- 1,2 МПа [8]. Відхилення тиску кисню перед соплом від розрахункової величини призводить до порушення режиму роботи сопла, збільшення тривалості продувки та зниження ступеня засвоєння кисню ванною, пульсації струменя, що передається ванні, або захоплення крапель металу і шлаку, що обумовлює руйнування сопла.

Наступним параметром дуттьового режиму є вміст кисню у дутті, який регламентується вимогами до якості сталі та можливостями підприємства, де проводиться виробництво.

Значно більше можливостей впливу на перебіг процесу конвертування сталі має положення фурми над рівнем спокійної ванни

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

[9-11]. Продувка при неправильному положенні фурми призводить до зниження продуктивності конвертера; погіршення якості сталі, що виплавляється; зменшення виходу придатного; збільшення викидів металу; додатково сприяє заметалюванню горловини конвертера та кесона газовідвідного тракту; спричиняє прогари і низьку стійкість фурм. Висота розташування фурми зумовлюється рядом технологічних факторів: з одного боку вимогами шлакоутворення - високе розташування фурми над ванною, а з іншого для забезпечення процесу зневуглецювання бажано розташовувати фурму якомога ближче до поверхні ванни. До того ж, під час продування плавки рівень ванни сильно змінюється, оскільки змінюється швидкість окислення вуглецю та інтенсивність виділення димових газів. У конвертерах різної ємності фурму встановлюють на висоті, що відповідає відстані до рівня ванни в спокійному стані від 0,8 до 4,8 м. У зазначених межах висота зазвичай зростає зі збільшенням ємності конвертера. Проте, дійсна відстань від фурми до ванни змінюється як по ходу продування, так і від плавки до плавки внаслідок спінювання металу і шлаку, зносу вогнетривкої футеровки, добавки сипких неметалевих матеріалів і т.д [12-13]. Тому корисними є методи, які дозволяють реально оцінювати положення фурми під час продувки. Адже підйом фурми на велику висоту (900 – 1000 мм) супроводжується великим падінням швидкісного напору струменя при його контакті з поверхнею металу, збільшенням діаметра зони зустрічі струменя і металу і розсіюванням частини газу, що вдується по поверхні ванни. Все це призводить до збільшення частки поверхневих процесів, що відбуваються в умовах слабко розвиненої поверхні контакту окислювача та металу і, отже, до переважного окислення заліза [17]. Зменшення ступеня проникнення струменів наближає зону прямого окислення до шлаку і в шлак переходить більше оксидів заліза, що утворюються в цій зоні. Збагачення шлаку оксидами заліза, як відомо, значно прискорює розчинення вапна, тобто шлакоутворення, і, отже, полегшує видалення фосфору з розплаву, коалесценцію самих шлакових включень у металі та подальшу їх асиміляцію (при цьому дещо зменшується надходження кисню до металу і, отже, швидкість окислення вуглецю).

Іншим впливовим фактором на ефективність виробництва сталей у кисневому конверторі є тип фурми та кількість й тип сопел на її наконечниках. При цьому найдієвішим пристроєм впливу є верхня киснева фурма [1, 2, 7, 14-15]. Розробка наконечника верхньої фурми зазвичай зводиться до визначення раціональних геометричних параметрів конструкції: тип, діаметр, число сопел, кут їх нахилу до осі фурми, мінімальний перетин, число Маха [2, 7]. Кількість сопел, як

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

правило, обирається в залежності від ємності конвертера, питомої інтенсивності продувки, відстані від рівня спокійної металевої ванни до горловини конвертера та необхідності вирішення спеціальних задач. Зазвичай вважають, що [2, 16-17] збільшення кількості сопел більше 6-7 сприяє збільшенню ступеня засвоєння кисню, поліпшення гідродинаміки ванни й прискоренню шлакоутворення, але разом з тим може призводити до переокислення ванни, утворення викидів, зниження виходу рідкої сталі, особливо при виробництві низьковуглецевого напівпродукту ([C] ≤ 0,05%). Також важливим є достатня циркуляція охолоджувача в міжсопловому просторі фурменого пристрою. За умов використання невеликої кількості сопел (до 3-4) збільшується «жорсткість» дуття й погіршуються умови шлакоутворення [18-19]. Це зумовлює інтенсивний винос крапель шлаку і металу з реакційної зони, збільшенню заметаллювання технологічного обладнання та зниженню виходу рідкого металу.

При необхідності більшого «пом'якшення» газових струменів на виході з дуттьового пристрою (наприклад, при продувці низькомарганцевих чавунів, при малошлакових технологіях і т.п.) сопла в наконечнику розташовують під кутом нахилу до вісі фурми, який у два рази більше ніж у традиційній конструкції, або виконують з різними прохідними перетинами, чи компонують у вигляді окремих соплових блоків і т. д. У зв'язку з низкою об'єктивних причин, таких як необхідність регулювання потоку кисню за ходом продувки плавки, коливання тиску кисню в цеховій магістралі, зміна протитиску в порожнині агрегату і т.п., сопла фурм працюють в нестабільних умовах, в т.ч. в режимі «перерозширення» газового потоку. Це, як правило, приводить до явища відриву течії від стінок дифузора сопла типу Лаваля, супроводжується підсмоктуванням в сопло високотемпературних газів з краплями металу і шлаку, які знаходяться в робочому просторі сталеплавильного агрегату, що призводить до швидкого розгоряння кромок сопла, зміни епюри швидкостей в перетині струменя та прогару головки фурми [2, 7, 20]. Для запобігання вказаних явищ пропонують: зменшувати довжину або кут розкриття дифузора сопел типу Лаваля, вибирати вихідний діаметр сопла відповідно до мінімальної витрати чи тиску кисню [21, 22] і т.п., що в кінцевому підсумку пропорційно зниженню величини числа Маха. При цьому потенційна енергія струменя кисню на виході з дуттьового пристрою використовується неефективно, а струмені - менш організовані у порівнянні з розрахунковим режимом витікання.

Інше вирішення питання підвищення стабільності струменя разом з підвищенням далекобійності пропонується авторами [23] за рахунок скорочення довжини сопел Лаваля та їх дооснащення циліндричними

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

насадками з умовою забезпечення загальної довжини сопла в закритичній частині. Дана конструкція забезпечує роботу сопел фурми без можливого ерозійного зносу закритичної частини в діапазоні витрати кисню 1200 - 700 $м^3$/хв.

Також важливим фактором здійснення впливу на рідку металеву ванну є можливість використання додаткового центрального сопла [24]. При взаємодії додаткового центрального струменя з металевою ванною має місце прискорення шлакоутворення і зниження інтенсивності заметаллювання наконечника і стовбура фурми. Крім того, центральний струмінь може забезпечувати газодинамічний захист торцевої частини наконечника від потрапляння на неї перегрітих і переокислених крапель металу з реакційної зони.

Для інтенсифікації процесів конвертування за рахунок використання різних варіантів продувних пристроїв також використовується модифікована киснева фурма, наприклад, з кількома соплами, розташованими з кутом у горизонтальній площині (4^o, 8^o та 12^o), який дозволяє створювати значну тангенціальну складову швидкості та посилює ефекти перемішування [25-26], або двопараметрична киснева фурма , що має у одному ряді сопла двох типів: великі та меншого діаметру [27, 28]. Спеціальна киснева фурма має декілька ярусів сопел та може мати додатково окремі підводи продувних газів на кожен ярус [29-31]. Спеціальні дуттьові пристрої вирішують не тільки задачу окислення вуглецю та домішок, але й виконують допалювання оксиду вуглецю завдяки другому ярусу сопел, крізь які вдувається кисень. У варіанті окремої подачі продувних газів на кожен ярус створюються додаткові можливості управління плавкою за рахунок регулювання параметрів вторинного, більш «м'якого» дуття, в залежності від динаміки процесу окислення вуглецю, стану шлако-газо-металевої емульсії і інших чинників [30].

Існують варіанти продувних пристроїв, що оснащено тільки одним соплом, наприклад, циклонним [32], дослідження роботи якого показало зменшення розбризкування та збільшення глибини проникнення та площі реакційної зони у порівнянні з класичною фурмою. Іншим варіантом одно соплової фурми є використання сопла ежекторного або когерентного типу. Завдяки полум’яній оболонці взаємодія струменя із навколишнім газовим середовищем зменшується, що призводить до більшої потенційної довжини ядра (довжини, до якої осьова швидкість струменя дорівнює швидкості на виході з сопла) надзвукового струменя. Також стверджується, що такий струмінь газу створює менше бризок, ніж той, що створюється звичайним понадзвуковим струменем [33-38]. Когерентні газові струмені можуть створюватися й у багатосоплових наконечниках.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Підсумовуючи традиційні способи інтенсифікуючого впливу на конвертерний процес, можна зробити висновок, що існує безліч рекомендацій для ефективного ведення дуттьового режиму, найбільш дієвими з яких є варіації конструкції продувних пристроїв, бо інші напрямки вже використали свої потенційні можливості. Однак також існують інші методи фізичного зовнішнього впливу на конвертеру ванну. Серед них окреме місце займають способи електрофізичного впливу на фази сталеплавильного процесу. Зазначені методи базуються на особливості будови фаз сталеплавильного переробу: реагуючі між собою речовини, з яких складаються фази, мають вільні заряджені часточки (електрони та йони в металі, йони у шлаковій фазі та розігрітому у реакційній зоні до великих температур газовому потоці) та характеризуються достатньою електропровідністю [39-44]. Було встановлено, що проходження струму всередині металу здійснюється за рахунок електронної провідності та роль переносу за рахунок іонів мала [45-46]. Навпаки, у шлаковій фазі провідність має іонний характер, і за допомогою постійного електричного поля може бути досягнута різка нерівномірність розподілу компонентів у шлако-металевій фазі. Також відомо, що при протіканні електричного струму через плазму, утворену електричною дугою, метал, що переплавляється (наприклад, у процесі ПДП) у міжфазній зоні характеризується переходом від електронної провідності до газової, при якій переносниками зарядів крім вільних електронів є позитивні йони [47-49]. Проте, особливості перебігу хімічних реакцій у низькотемпературній плазмі стосовно умов окисного рафінування практично не вивчені. Незважаючи на безумовну перспективність газо-фазних плазмових процесів, найбільшого успіху в практичній реалізації досягнуто, в основному для агрегатів, заснованих на дії термічної плазми, пов'язаному з перенесенням теплової енергії, одержаної від проходження електричного струму замкнутими ланцюгами. Спектр досліджених способів і методів впливу електричної енергії відноситься до пристроїв з питомою потужністю від 100 до 800 кВт/т металу, що обробляється. Інформація про способи та пристрої, що займають діапазон застосування електричної енергії потужністю від 0,1 до 10 кВт/т, відсутня або стосується одиничних лабораторних дослідів.

Новим етапом використання електроенергії при виплавці сталі став метод використання малопотужних електричних впливів, зокрема низьковольтного потенціалу [50, 51]. Метод заснований на проходженні електричного струму невеликої потужності (100 Вт/т) у штучно створеному ланцюгу «продувна фурма – шлаковий й металевий розплав». Це менш витратний метод, зважаючи на досить невелику потужність електричних впливів на металеву ванну і простоту

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

додаткового обладнання. В результаті його застосування досягається покращення технологічних та техніко-економічних показників конвертування.

Іншим методом електрофізичного впливу є використання методу попередньої електричної активізації газового струменя для збільшення кількості електрично заряджених часток газу, що активує їх потенціал хімічної взаємодії з розплавленою ванною та створює додатково дуже активні молекули озону [52].

В даній роботі представлено результати дослідження впливу електрофізичної активізації газового струменя кисню на фізико-хімічні процеси в кисневому конвертері.

Методика дослідження. Активізація кисневого струменя відповідно до розробок авторів [52] повинна відбуватися за рахунок високовольтного електричного розряду, який створюється безпосередньо на виході з продувної фурми. Це дозволить формувати у кисеньвмісному потоці окрім молекул активні часточки: атоми та йони різного заряду, а також деяку частку озону, який також в подальшому через невелику стійкість, особливо за високих температур, може розкладатися з утворенням хімічно активних часток.

Спираючись на теоретичні джерела та результати проведених раніше досліджень [53], можна сформулювати загальну спрощену схему зарядового стану конвертерної ванни (рис. 1). Представлене зображення є досить умовним, бо фази, що взаємодіють, знаходяться у постійному обміні зарядженими часточками й між різними окремими йонами утворюються складніші комплекси, що також несуть заряд. Саме тому виміряна емпірично природна різниця потенціалів між фазами в конвертері змінюється як за величиною, так і за полярністю [54].

Відповідно до робіт [55] в основний період продувки, етапом, що лімітує швидкість хімічної реакції взаємодії вуглецю з киснем, тобто. регулюючим швидкість надходження окислювача є хімічна адсорбція молекул кисню з газової фази в зону металевого розплаву, в яку вони надходять шляхом конвективної дифузії:

$$\{O_2\}_{газ} = 2[O]_{адс} \quad (1)$$

У випадку двоатомної молекули кисню подвійний зв’язок між двома атомами кисню має енергію зв’язку приблизно 498 кДж/моль. Це відносно багато, що означає, що для розриву цього подвійного зв’язку й підготовки молекули до хімічної взаємодії з іншим елементом потрібна значна енергія. Тобто молекули кисню не легко розпадаються на частини, вступаючи в реакцію з іншими речовинами. Навпаки,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

вільний атом кисню, не має жодних зв'язків і, отже, не має жодної енергії зв'язку. Цей недолік енергії зв'язку є критичним фактором, який сприяє його високій реакційній здатності, оскільки він прагне утворити стабільні зв'язки для досягнення нижчого енергетичного стану. Тобто переведення молекулярного стану в атомарний значно активує молекули кисню. Це відбувається під час нагрівання газового потоку у реакційній зоні. Проте частка атомарного кисню при 2000 °С в реакційній зоні при продувці зверху складає 0,03%. Тобто «задачу створення атомарного кисню» при поглинанні розплавом покладено на йони в металевій та шлаковій фазах, взаємодія між якими має обмежену швидкість.

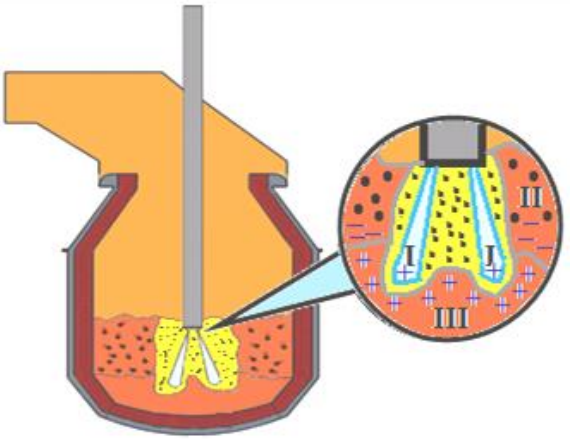


Рисунок 1 – Схематичне подання реакційного об'єму конвертерної ванни: I – газовий струмінь, що через високі температури 2500-2800°С має різний йонний склад O_2, O^{2-}; O^{2+}; II – шлакова фаза Ca^{2+}; Fe^{2+}; Mn^{2+}; Mg^{2+}; O^{2-}; SiO_4^{4-}; PO_4^{3-}; S^{2-}; III- металева фаза C^{4+}; Si^{4+}; Fe^{2+}; Mn^{2+}; H^{+}; N^{+}; O^{2-}; P^{4-}; S^{2-}

Утворення йону кисню ще більше підвищує активність останнього: при порівнянні енергії зв'язку йона кисню з молекулою та атомом встановлено значне зниження показників у 2,3 рази та 1,14 рази відповідно [56]. Таким чином, електрична активізація молекул кисню дозволить значно підвищити їх активність та повинна пришвидшити перебіг основних процесів в кисневому конвертуванні. Утворення йонів при високовольтному електричному розряді можливо за різними схемами:

$$\{O_2\}+e \rightarrow \{O^{+}\}+\{O^{-}\}+e, \qquad (2)$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$\{O_2\} - e \rightarrow \{O_2^+\} \text{ або } \{O_2\} + e \rightarrow \{O_2^-\}, \quad (3)$$

$$2\{O_2\} - 4e \rightarrow 2\{O^{2+}\} \text{ або } \{2O_2\} + 4e \rightarrow 2\{O^{2-}\}, \quad (4)$$

Вплив електричного розряду з формуванням йонів різного заряду сприяє реакціям потрапляння кисню в розплав через утворення різних комплексів, в першу чергу, із залізом:

$$\{O^{2-}\} + [Fe] = [FeO]^{2-} = [O]^{2-} + [Fe], \quad (5)$$

$$\{O^{2-}\} + [Fe] = [FeO]^{2-} = (FeO)^{2-}, \quad (6)$$

$$\{O^{2+}\} + (FeO)^{2-} = (FeO_2)^{1-}, \quad (7)$$

$$\{O^{-}\} + [Fe] = [FeO]^{-} = [O]^{-} + [Fe], \quad (8)$$

$$\{O^{-}\} + [Fe] = [FeO]^{-} = (FeO)^{-}, \quad (9)$$

$$\{O^{+}\} + [Fe] = (FeO)^{+}. \quad (10)$$

Утворені кисень-залізні комплекси в подальшому стають складовими більших комплексів, наприклад з йонними кисень вмісними комплексами кальцію чи кремнію, та утворюють шлакову фазу, або окислюють основні домішки в металевій фазі:

$$4[O]^{2-} + [Si]^{4+} = (SiO_4)^{4-}, \quad (11)$$

$$(SiO_4)^{4-} + (FeO)^{+} = FeO \cdot SiO_2 + 2[O]^{2-}, \quad (12)$$

$$[O]^{2-} + [Mn]^{2+} = (MnO), \quad (13)$$

$$[O]^{2-} + [C]^{4+} = \{CO\}. \quad (14)$$

Реакції між йонами мають назву окислювально-відновних й відбуваються між елементами які мають різний електродний потенціал [57-60]. Чим більше різниця електродних потенціалів між окисником й відновником, тим краще відбувається реакція окислення. У випадку киснево-конвертерного процесу основним окисником є продувний газ – кисень. Відповідно, його активізація й підвищення кількості йонів кисню відбивається на ймовірності перебігу тих чи інших реакцій за участю, перш за все, газоподібного кисню, яку можливо оцінити за допомогою параметру вільної енергії Гіббса [60]. В роботі були проаналізовані зміни параметру вільного перебігу хімічні реакції, що відбуваються у первинній реакційній зоні під час продувки металевої ванни киснем зверху (тобто реакцій за участю газоподібного кисню, який активізується):

1) $1/2\{O_2\}=[O]$;

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

2) 1/2{O_2} +[Fe] =(FeO);

3) 1/2{O_2} +[Mn] =(MnO);

4) {O_2} +[Si]= (SiO_2);

5) 1/2{O_2} +[C]={CO};

6) {O_2} +[C]={CO_2};

7) 1/2{O_2} +{CO}={CO_2};

8) 1/2{O_2} +2(FeO)= (Fe_2O_3);

(для реакцій 1 – 8 використана окрема не наскрізна нумерація для легкості подальшого аналізу й співставлення).

Для цих реакцій були розраховані енергії Гіббса для класичних умов продувки за рівнянням:

$$\Delta G = -RT \ln K_P + RT \cdot \Sigma k \cdot \ln P, \quad (15)$$

де R – універсальна газова стала (8,314 Дж/моль К); Т– температура ванни, К; K_P – константа рівноваги, що має встановлену табличну залежність від температури в залежності від типу реакції [60]; k – кількість молей газоподібних величин, Р– надмірний тиск, що діє на систему, атм.

А також для умов продувки активізованим киснем було розраховано вільну енергію Гіббса з урахуванням електродних потенціалів окислювано-відновних процесів:

$$\Delta G = -n \cdot F \cdot (E_O - E_B) < 0, \quad (16)$$

де n – число електронів, які беруть участь в процесі; F – постійна Фарадея ($9{,}65 \cdot 10^4$ Кл/моль); E_O та E_B – електродні потенціали окисника та відновника (еВ).

Електродний потенціал кисню у випадку продувки активізованим потоком, залежить від кількості сформованих йонів за одиницю часу. Ці данні були отримані з попередніх дослідження щодо встановлення йонного струму при проведенні активізації кисень вмісних газових потоків електричним розрядом [52].

Результати досліджень. Результати проведеного розрахунку для температури 1600 °С наведені на рис. 2. та у порівняльній таблиці 1. За даними, представленими, на діаграмі можна зробити висновок, що за участі активізованого електричним розрядом кисневого потоку величини вільної енергії Гіббса набувають більш від'ємних значень у

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

порівнянні з розрахованими даними для класичного варіанту перебігу реакцій. Тобто ймовірність протікання всіх хімічних реакцій за участю активованого газоподібного кисню у напрямку утворення оксидів зростає.

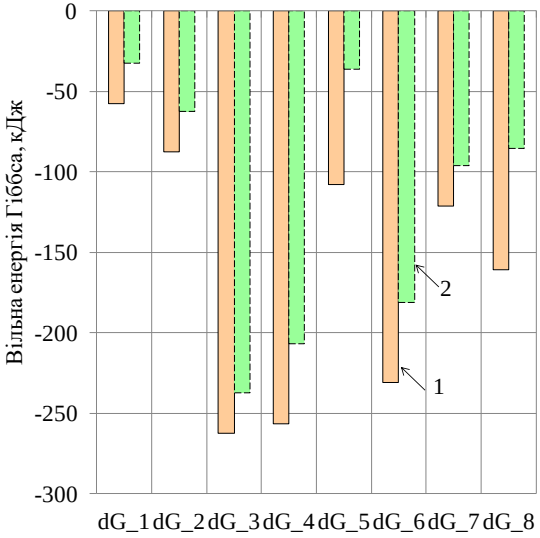


Рисунок 2 – Порівняння величин вільної енергії Гіббса для окислювальних процесів 1 – 8 за участі газової фази в порожнині кисневого конвертера: 1 – розрахунок для умов продувки активізованим кисневим потоком; 2 – розрахунок за стандартних умов продувки

Таблиця 1 - Зміна можливості перебігу реакцій 1 – 8 за участі продувки активізованим кисневим потоком

Номер реакції	1	2	3	4	5	6	7	8
Приріст вільної енергії Гіббса у порівнянні з класичним варіантом (рази)	1,77	1,40	1,11	1,24	3,00	1,28	1,26	1,88

Також слід відзначити, що найбільший приріст значень відмічено для реакції окислення вуглецю до CO (реакція 5 - у три рази у порівнянні з класичним варіантом) та для реакцій переходу кисню у розчинений в металевій фазі стан й утворення оксидів заліза з найвищим ступенем окислення (реакції 1 та 8 відповідно у 1,77 та 1,8 рази). Відповідно, отримані результати свідчать про потенційну можливість значної активізації основного процесу кисневого конвертування – окислення

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

вуглецю, як за рахунок взаємодії з активною кисеньвмісною газовою фазою, так і за рахунок взаємодії з розчиненим киснем, кількість якого повинна збільшитися відповідно до отриманих результатів розрахунків. Зазначений факт, відповідно, мусить позитивно вплинути на скорочення тривалості перебігу самого процесу конвертування, що є важливим показником інтенсифікації операції виплавки сталі. Крім того, підвищення ступеня розчинення кисню сприятиме перебігу й інших окислювальних реакцій та активнішому засвоєнню шлакоутворюючих матеріалів з активним наведенням шлаку, що також сприятиме підвищенню якісних показників конвертування.

Висновки

Узагальнюючи викладені матеріали, можна відзначити, що за результатами проведеного аналізу методів підвищення ефективності киснево-конвертерного процесу, заснованих на традиційних технологічних засадах, слід відзначити як найбільш впливові ті, що стосуються розробки й використання дуттьових пристроїв різної конструкції. Інші традиційні напрямки вже у своїй більшості вичерпали можливості ефективного впливу на інтенсивність перебігу фізико-хімічних процесів. Серед інших методів фізичного впливу на продуктивність кисневого конвертування було відзначено напрям електричної активізації, а саме застосування впливу електричного розряду на кисневий струмінь. Це спричиняє як утворення вільних заряджених часток кисню у газі (йонів), так і подальше утворення озону. Термодинамічний аналіз впливу електричної активізації газового потоку із застосуванням показника вірогідності перебігу реакцій – енергії Гіббса, показав, що найбільше активується процес окислення вуглецю за рахунок взаємодії з йонами кисню у газовій фазі, що, в результаті, повинно скоротити тривалість перебігу всього процесу. Крім того підвищується вірогідність перебігу реакції розчинення кисню у розплаві, що також має позитивний вплив на конвертування.

Перелік посилань

1. Зражевский А. Д., Чернятевич А. Г., Сущенко А. В., Гриценко А. С. Состояние и дальнейшее совершенствование конструкций кислородных фурм в конвертерных цехах Украины. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2014. № 6. С. 20-30.

2. Сущенко А. В. Совершенствование и оптимизация дутьевых режимов и устройств кислородных конвертеров. *Вісник Приазовського державного технічного університету*. 2009. Bbп. 19. С. 36-41

3. Wang Z., Liu H., Wei S., Liu Q., Lu X. Effect of blowing parameters on bath mixing efficiency during basic oxygen furnace steelmaking process. *Engineering Reports*. 2021. Vol. 3. P. 1-10

4. Asahara N., Naito K., Kitagawa I., Matsuo M., Kumakura M., Iwasaki M.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Fundamental study on interaction between top blown jet and liquid Bath. *Steel Research International.* 2011. Vol. 82. P. 587-594. https://doi.org/10.1002/srin.201100041

5. Cao L. L., Liu Q., Wang Z., Li N. Interaction behavior between top blown jet and molten steel during BOF steelmaking process. *Ironmaking and Steelmaking*. 2018. Vol. 45. P. 39-248. https://doi.org/10.1080/03019233.2016.1255373

6. Chou J. M., Chuang M. C., Yeh M. H. Effects of process conditions on mixing between molten iron and slag in smelting reduction vessel via water model study. *Ironmaking and Steelmaking*. 2003. Vol. 30. P. 195-202. https://doi.org/10.1179/030192303225009605

7. Odenthal H.-J., Grygorov P., Reifferscheid M., Schlüter J. Advanced blowing and stirring conditions in the BOF process. AISTech 2013 – The Iron & Steel Technology Conference and Exposition, 6-9 May 2013, Pittsburgh, PA, USA. P. 897-909

8. Wang M.-l., Lu Y.-H., Yang W.-Y., Li Sh.-G., Xu X.-W. Selection of Oxygen Pressure in BOF Steelmaking. *Journal of Iron and Steel Research, International*. 2011. Vol. 18. Iss. 11. P. 12-16. https://doi.org/10.1016/S1006-706X(11)60110-6

9. Lima W., Maia B. T. BOF Lance and Functions. Conference proceedings of AISTech 2022, Pittsburgh. P. 480-493

10. Li Z.-Z., Zhu R., Liu R.-Z., Lü M. Effect of oxygen lance position on the flow velocity of molten steel in BOF. *Journal of University of Science and Technology Beijing.* 2014. Vol. 36. P. 15-20. https://doi.org/10.13374/j.issn1001-053x.2014.s1.004

11. Богушевский В. С., Грабовский Г. Г., Церковницкий Н. С, Ушаков В. А. Система управления конвертерной плавкой. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2007. №4. С. 232 – 235.

12. Dering D., Swartz C. L. E., Dogan N. A dynamic optimization framework for basic oxygen furnace operation. *Chemical Engineering Science*. 2011. Vol. 241. 116653 https://doi.org/10.1016/j.ces.2021.116653

13. Dering D., Swartz C.L.E. , Dogan N. A. Dynamic modeling and simulation of basic oxygen furnace (BOF) operation. *Processes*, 2020. vol. 8(4). P.483-506. https://doi.org/10.3390/pr8040483

14. Баптизманский В. И., Охотский В. Б. Физико-химические основы кислородно-конвертерного процесса. Киев-Донецк : Вища школа, 1981. 182 с.

15. Старов Р. В. Развитие теории и разработка оптимальной технологии конвертерного процесса на базе исследования изменения окисленности шлака по ходу продувки: автореф. дис. д-р техн. наук: 05.16.02, ДМетИ. Днепропетровск, 1995. 50 с.

16. Охотский В. Б. Оптимизация режима продувки сверху в конвертере. *Металл и литьё Украины*. 1997. № 11-12. С. 34 – 37.

17. Li M. M., Li Q., Li L., He Y. B., Zou Z. S. Effect of operation parameters on supersonic jet behavior of BOF six-nozzle oxygen lance. *Ironmaking & Steelmaking Processes, Products and Applications.* 2014. Vol. 41. Iss. 9. P. 699-709. https://doi.org/10.1179/1743281213Y.0000000154

18. Li M., Li Q., Kuang S. B., Zou Z. Coalescence characteristics of supersonic

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

jets from multi-nozzle oxygen lance in steelmaking BOF. *Steel research Int*. 2015. Vol. 86. Iss.12. P. 1517-1529 https://doi.org/10.1002/srin.201400506

19. Smith G. C. Multiple jet oxygen lances. Theoretical analysis and correlation with practice. *JOM*. 1966. Vol. 18. No. 7. P. 846-851. https://doi.org/10.1007/BF03378475

20. Amano S., Sato S., Takahashi Y., Kikuchi N. Effect of top and bottom blowing conditions on spitting in converter. *Engineering Reports*. 2021. Vol. 3. Iss. 123, e12406. https://doi.org/10.1002/eng2.12406

21. Schmandt B., Herwig H. Diffuser and nozzle design optimization by entropy generation minimization. *Entropy*. 2011. Vol. 13. No. 7. P. 1380-1402. https://doi.org/10.3390/e13071380

22. Silveira D. C., Hamadeh H., Pastel K., Huber J. C., Brosse G. Effect of supersonic nozzle design on jet behavior in BOF steelmaking. ABM Proceedings, October 1st -3 rd, 2019, São Paulo, SP, Brazi. 2019. P. 1-12 https://doi.org/10.5151/2594-5300-33520

23. Bhattacharya T., Zhan L., Chukwulebe B. Design considerations of supersonic oxygen lances for a Basic Oxygen Furnace (BOF). SCANMET V. 2016. Sweden. P. 1-11.

24. Сущенко А.В. Развитие конструкций кислородно-конвертерных фурм с центральным сопловым модулем. *Вісник приазовського державного технічного університету. Технічні науки*. 2011. Вип. 22. С. 60 - 67

25. Liu F., Sun D., Zhu R., Zhao F., Ke J. Effect of nozzle twisted oxygen lance on flow field and dephosphorisation rate in converter steelmaking process. *Ironmaking & Steelmaking*. 2017. Vol. 44. No. 9. P.1-9. https://doi.org/10.1080/03019233.2016.1226562

26. Higuchi, Y., Tago, Y. Effect of nozzle twisted lance on jet behavior and spitting rate in top blown process. *ISIJ Int.* 2003. Vol. 43. P. 1410 – 1414. https://doi.org/10.2355/isijinternational.43.1410.

27. Liu G., Liu K., Han P. Metallurgical performance of innovative double-parameter oxygen lance in BOF steelmaking. *Ironmaking & Steelmaking*. 2021. Vol. 48. Iss. 4. P. 1-10. https://doi.org/ 10.1080/03019233.2020.1806677

28. Liu G., Liu K., Han P., Chen Y. Numerical investigation on behaviors of interlaced jets and their interaction with bath in BOF steelmaking. *AIP Advances*. 2019. Vol. 9, 075202. https://doi.org/10.1063/1.5100170

29. Чернятевич А. Г., Молчанов Л. С., Юшкевич П. О. Питання теорії і практики підвищення ефективності комбінованої продувки конвертерної ванни. *Теорія і практика металіргії*. 2018. № 1-2. С. 83-95

30. Молчанов Л. С., Чернятевич А. Г., Вакульчук В. В., Юшкевич П. О., Чубін К. І. Оценка влияния конструкций многоярусных кислородных фурм на эффективность продувки конвертерной ванны с дожиганием отходящих газов. *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2018. Вип. 32. С. 208-219. http://dspace.nbuv.gov.ua/handle/123456789/160023

31. Вергун А. С., Чернятевич А. Г., Нестеров А. С., Чайка А. Л. Современный технологический маршрут конвертерного производства качественного железоуглеродистого полупродукта в сырьевых и энергетических условиях Украины. *Метал та лиття України*. 2020. Вип. 28. №1 (320). С. 30 - 37.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.15407/steelcast2020.01.030

32. Li J., Ma Zh., Chen Ch., Zhang J., Wang B. Behavior of top-blown jet under a new cyclone oxygen lance during BOF steelmaking process. *MDPI. Processes*. 2022. Vol. 10. P. 507-523. https://doi.org/10.3390/ pr10030507

33. Sarma B., Mathur P. C., Selines R. J., Anderson J. E. Fundamental aspects of coherent gas jets. Electric furnace conf. proc. 1998. Vol. 56. P. 657 – 72.

34. Mahoney W. J. Experimental remarks on supersonic jet behavior in high temperature, reactive ambient in connection to steelmaking. AISTech-Iron and Steel Technology Conf. Proc., Pittsburgh, PA, 2010. P. 1071–1079

35. Meidani A. R. N., Isac M., Richardson A., Cameron A., Guthrie R. I. L. Modelling shrouded supersonic jets in metallurgical reactor vessels. *ISIJ Int.* 2004. Vol. 44. P. 1639–1645.

36. Zhao F., Sun D., Zhu R. Effect of shrouding gas parameters on characteristics of supersonic coherent jet. *Metall. Mater. Trans. B.* 2017. Vol. 48. P. 1807–1816. https://doi.org/10.1007/s11663-017-0931-y

37. Golub T., Molchanov L., Semykin S., Vakulchuk V. Evaluating the efficiency of using coherent-type nozzles for the conditions of additional postcombustion of CO to CO_2 in the working space of the oxygen converter. *Science and Innovation*. 2024. Vol. 20. No. 2. P. 50–59. https://doi.org/10.15407/scine20.02.050

38. Golub T., Molchanov L., Semykin S. Studying the possibility of using coherent type nozzles for BOF blowing at the dynamic simulation stand. *Science and Innovation.* 2023. Vol. 19. No. 4. P. 79–92. https://doi.org/10.15407/ scine19.04.079

39. Biswas J., Hazaveh P. K., Coley K. S. Slagelectrical conductivity and its effect on mass transport and interfacial reaction kinetics. *Steel Research International*. 2024. Vol. 11. https://doi.org/10.1002/srin.202300701

40. Belashchenko D. The Relationship between electrical conductivity and electromigration in liquid metals. *Dynamics.* 2023. Vol. 3. No. 3. P. 405 – 424. https://doi.org/10.3390/dynamics3030022

41. Охотский В. Б. Шлакообразование в конвертерных системах. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2006. № 7. С. 130 - 132.

42. Masson C. R., Smith I. B., Witeway S. G. Activities and ionic distribution in liquid silicates: application of polymer theory of to silicate melts. *Can. J. Chem*. 1971. Vol. 48. P. 1456-1464

43. Bockris J. O'M., Sen R. K., Mittal K. L. On quantum electrochemikal. *J. Res. Ind. Catalysis*. Hokkaido Univ., 1972. Vol. 20. No. 3. P. 153 – 184.

44. Bockris J. O'M. Modern electrochemistry 2B. Electrodics in chemistry, engineering, biology and environmental science. Thecond ed. – New York: Kluwer academic plenum, 1998. 2062 p.

45. Wang H.-C., Xia W.-Z., Bao G.-D, Liao Z.-Y., Wu T., Lei J. Influence mechanism of direct current electric field on the sulfur removal of fluorine-containing spent refining slag. *Journal of Environmental Chemical Engineering*. 2023. Vol. 11. Iss. 6, 111271 https://doi.org/10.1016/j.jece.2023.111271

46. Xia W.-Z., Wu T., Lei J., Zhang C., Bao G.-D., Wang H.-C. Directional sulfur removal from ladle furnace slag by electric field strengthening treatment. *Steel research Int*. 2023. Vol. 94. Iss. 12, 2300182. https://doi.org/10.1002/

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

srin.202300182

47. McTaggart F. K. Plasma chemistry in electrical discharges. Elsevier, Amsterdam, 1967. 253p.

48. Nasser E. Fundamentals of gaseous ionization and plasma electronics. Wiley Interscience, New York,1971. 456 p.

49. Huang Z., Liu L., Zhao T., Hu M., Qi J., Yan H. Investigation on heat transfer and fluid flow of a plasma arc in a plasma melting furnace: Model validation and parameter effects. Applied Thermal Engineering. 2024. Vol. 257. Part A, 124301. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2024.124301

50. Семыкин С. И., Поляков В. Ф., Семыкина Е. В. Особенности влияния электрической энергии малой мощности на рафинирующую способность конвертерного шлака. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 1998. № 1. С. 26 – 30.

51. Семыкин С. И., Поляков В. Ф., Семыкина Е. В. Ресурсо- и энергосберегающая технология конвертерной плавки с электрическими воздействиями. *Металл и литье Украины*. 2004. № 11. С. 46 – 48.

52. Семыкин С. И., Голуб Т. С., Прокопенко П. Г. Стендовое исследование особенностей электрофизической активизации газового кислородсодержащего потока. *Сучасні проблеми металургії.* 2019. №22. С. 94-103. https://doi.org/10.34185/1991-7848.2019.01.10

53. Семыкин С. И., Кияшко Т. С., Семыкина Е. В. Исследование особенностей влияния низковольтного потенциала на процессы рафинирования металла в кислородном конвертере. *Металл и литье Украины*. 2011. № 7. С. 29 – 33. http://nbuv.gov.ua/UJRN/MLU_2011_7_7

54. Golub T. S., Semykin S. I. Investigation of electric potential difference during the top oxygen blowing in converter. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering.* 2018. Vol. 88. No. 1. P. 35–40. https://doi.org/10.5604/01.3001.0012.5869

55. Bandyopadhyay D., Singh S. D., Sanyal D., Singh K. K., Singh K. N. A study on dissolution kinetics of carbon in liquid iron bath. *Chemical Engineering Journal.* 2003. Vol. 94. Iss. 2. P. 79–92. https://doi.org/10.1016/S1385-8947(02)00030-X

56. Семикін С. І., Голуб Т. С., Молчанов Л. С., Прокопенко П. Г. Аналіз механізмів впливу активізованих струменів кисню на процеси виділення пилу в киснево-конвертерному виробництві. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 246 - 259

57. Novikov V. K., Spiridonov M. A., Sangalova I. S. Chemical thermodynamics and elements of structure in oxide melts. *Journal of Physics: Conference Series*. 2008. Vol. 98. No. 1, 012020. P. 1 - 5

58. Carter P. T., Macfarlane T. G. Thermodynamics of slag. *J. Iron and Steel Inst.* 1957. Vol. 173. № 1. P. 62 – 66.

59. Turkdogan E. T. Fundametals of Steelmaking. The Institute of Materials, London, 1996. 331 p.

60. Atkins P., de Paula J. and Keeler J. Physical Chemistry. 12 edition. Oxford University press, 2022. 976 p.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

References

1. Zrazhevskiy, A. D., Cherniatevych, A. G., Sushenko, A. V., Gritsenko, A. S. (2014). Sostojanie I dalneishee sovershenstvovanie konstrukcii kislorodnyh furm v konverternyh cehah Ukrainy. *Metallurgical and mining industry*, 6, 20-30

2. Sushchenko, A. V. (2009). Sovershenstvovanie I optimizaciia dutevyh rezhymov I ustrojstv kislorodnyh konverterov. *Reporter of the Priazovskyi State Technical University. Section: Technical sciences*, 19, 36 – 41

3. Wang, Z., Liu, H., Wei, S., Liu, Q., & Lu, X. (2021). Effect of blowing parameters on bath mixing efficiency during basic oxygen furnace steelmaking process. *Engineering Reports*, 3, 1-10

4. Asahara, N., Naito, K., Kitagawa, I., Matsuo, M., Kumakura, M., & Iwasaki, M. (2011). Fundamental study on interaction between top blown jet and liquid Bath. *Steel Research International*, 82, 587-594. https://doi.org/10.1002/srin.201100041

5. Cao, L. L., Liu, Q., Wang, Z., & Li, N. (2018). Interaction behavior between top blown jet and molten steel during BOF steelmaking process. *Ironmaking and Steelmaking*, 45, 39-248. https://doi.org/10.1080/03019233.2016.1255373

6. Chou, J. M., Chuang, M. C., & Yeh, M. H. (2003). Effects of process conditions on mixing between molten iron and slag in smelting reduction vessel via water model study. *Ironmaking and Steelmaking*, 30, 195-202. https://doi.org/10.1179/030192303225009605

7. Odenthal, H.-J., Grygorov, P., Reifferscheid, M., & Schlüter, J. (2013). Advanced blowing and stirring conditions in the BOF process. *AISTech 2013 – The Iron & Steel Technology Conference and Exposition, 6-9 May 2013, Pittsburgh, PA., USA*, pp. 897-909

8. Wang, M.-l., Lu, Y.-H., Yang, W.-Y., Li, Sh.-G., & Xu, X.-W. (2011). Selection of Oxygen Pressure in BOF Steelmaking. *Journal of Iron and Steel Research, International*, 18(11), 12-16. https://doi.org/10.1016/S1006-706X(11)60110-6

9. Lima, W., & Maia, B. T. (2022). BOF Lance and Functions. *Conference proceedings of AISTech 2022, Pittsburgh*, pp. 480-493

10. Li, Z.-Z., Zhu, R., Liu, R.-Z., & Lü, M. (2012). Effect of oxygen lance position on the flow velocity of molten steel in BOF. *Journal of University of Science and Technology Beijing*, 36, 15-20. https://doi.org/10.13374/j.issn1001-053x.2014.s1.004

11. Bogushevskij, V. S., Grabovskij, G. G.,Tserkovnikov, N. S, & Ushakova, V. A. (2007). Sistema upravlenia konverternoj plavkoj. *Metallurgical and mining industry*, (4), 232 – 235

12. Dering, D., Swartz, C. L. E., & Dogan, N. (2011). A dynamic optimization framework for basic oxygen furnace operation. *Chemical Engineering Science*, 241, 116653 https://doi.org/10.1016/j.ces.2021.116653

13. Dering, D., Swartz, C. L. E., & Dogan, N. A. (2020). Dynamic modeling and simulation of basic oxygen furnace (BOF) operation. *Processes*, 8(4), 483-506. https://doi.org/ 10.3390/pr8040483

14. Baptizmanskiy, V. I., & Okhotskiy, V. B. (1981). *Fiziko-himicheskie osnovy kislorodno-konverternogo processa*. Vysha shkola

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

15. Starov, R. V. (1995). *Razvitie teorii I razrabotka optimalnoj tehnologii konverternogo processa na baze issledovania izmenenia okislennosti shlaka po hodu produvki*: abstract dis. Doctor of tech. sciences: 05.16.02, Dnepropetrovsk

16. Okhotskiy, V. B. (1997). Optimizacia rezima produvki sverhu v konvertere. *Metal and casting of Ukraine*, 11-12, 34 – 37

17. Li, M. M., Li, Q., Li L., He, Y. B. & Zou, Z. S. (2014). Effect of operation parameters on supersonic jet behavior of BOF six-nozzle oxygen lance. *Ironmaking & Steelmaking Processes, Products and Applications*, 41(9), 699-709. https://doi.org/10.1179/1743281213Y.0000000154

18. Li, M., Li Q., Kuang, S. B., & Zou, Z. (2015). Coalescence characteristics of supersonic jets from multi-nozzle oxygen lance in steelmaking BOF. *Steel research Int*., 86(12), 1517-1529. https://doi.org/10.1002/srin.201400506

19. Smith, G. C. (1966). Multiple jet oxygen lances. Theoretical analysis and correlation with practice. *JOM*, 18(7), 846-851. https://doi.org/10.1007/ BF03378475

20. Amano, S., Sato, S., Takahashi, Y., & Kikuchi, N. (2021) Effect of top and bottom blowing conditions on spitting in converter. *Engineering Reports*, 3(123), e12406. https://doi.org/10.1002/eng2.12406

21. Schmandt, B., & Herwig, H. (2011). Diffuser and nozzle design optimization by entropy generation minimization. *Entropy*, 13(7), 1380-1402. https://doi.org/ 10.3390/e13071380

22. Silveira, D. C., Hamadeh, H., Pastel, K., Huber, J. C. & Brosse, G. (2019). Effect of supersonic nozzle design on jet behavior in BOF steelmaking. *ABM Proceedings, October 1st -3 rd, 2019, São Paulo, SP, Brazi*. P. 1-12 https://doi.org/10.5151/2594-5300-33520

23. Bhattacharya, T., Zhan, L., & Chukwulebe, B. (2016) Design considerations of supersonic oxygen lances for a Basic Oxygen Furnace (BOF). *SCANMET V, Sweden*. P. 1-11.

24. Sushchenko, A. V. (2011). Razvitie konstrukcii kislorodno-konverternyh furm s centralnym soplovym module. *Reporter of the Priazovskyi State Technical University. Section: Technical sciences*., 22, 60 – 67

25. Liu, F., Sun, D., Zhu, R., Zhao, F., & Ke, J. (2017). Effect of nozzle twisted oxygen lance on flow field and dephosphorisation rate in converter steelmaking process. *Ironmaking & Steelmaking*, 44(9), 1-9. https://doi.org/10.1080/03019233. 2016.1226562

26. Higuchi, Y., & Tago, Y. (2003). Effect of nozzle twisted lance on jet behavior and spitting rate in top blown process. *ISIJ Int.*, 43, 1410–1414. https://doi.org/ 10.2355/isijinternational.43.1410

27. Liu, G., Liu, K., & Han, P. (2021). Metallurgical performance of innovative double-parameter oxygen lance in BOF steelmaking. *Ironmaking & Steelmaking*, 48(4),1-10. https://doi.org/ 10.1080/03019233.2020.1806677

28. Liu, G., Liu, K., Han, P., & Chen, Y. (2019). Numerical investigation on behaviors of interlaced jets and their interaction with bath in BOF steelmaking. *AIP Advances*, 9, 075202. https://doi.org/10.1063/1.5100170

29. Cherniatevych, A .G., Molchanov, L. S., & Yushkevich, P. O. (2018). Pytannia teorii I praktyky podvyshennia efectyvnosti kombinovanoi produvki

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

konverternoi vanny. *Theory and practice of metallurgy*, 1-2, 83–95

30. Molchanov, L. S., Cherniatevych, A. G., Vakulchuk, V. V., Yushkevich, P. O., & Chubin, K. I. (2018). Ocenka vlijania konstrukcii mnogojarusnyh kislorodnyh furm na efectivnost produvki konverternoj vanny s dozhiganiem othodiashih gazov. *Fundamental and applied issues of ferrous metallurgy*, 32, 208–219. http://dspace.nbuv.gov.ua/handle/123456789/160023

31. Vergun, A. S., Cherniatevych, A. G., Nesterov, A. S., & Chayka, A. L. (2020). Sovremennyj tehnologicheskij marshrut konverternogo proizvodstva kachestvennogo zhelezouglerodistogo poluprodukta v syrevyh I energeticheskih usloviah Ukrainy. *Metal and casting of Ukraine*, 28(320), 30-37. https://doi.org/10.15407/ steelcast2020.01.030

32. Li, J., Ma, Zh., Chen, Ch., Zhang, J., & Wang, B. (2022). Behavior of top-blown jet under a new cyclone oxygen lance during BOF steelmaking process. *MDPI. Processes*, 10, 507-523. https://doi.org/10.3390/ pr10030507

33. Sarma, B., Mathur, P. C., Selines, R. J., & Anderson, J. E. (1998). Fundamental aspects of coherent gas jets. *Electric furnace conf. proc*, 56, 657–72

34. Mahoney, W. J. (2010). Experimental remarks on supersonic jet behavior in high temperature, reactive ambient in connection to steelmaking. *AISTech-Iron and Steel Technology Conf. Proc., Pittsburgh, PA*. P. 1071–1079

35. Meidani, A. R. N., Isac, M., Richardson, A., Cameron, A. and Guthrie, R. I. L. (2004). Modelling shrouded supersonic jets in metallurgical reactor vessels. *ISIJ Int*., 44, 1639–1645

36. Zhao, F., Sun, D., & Zhu, R. (2017). Effect of shrouding gas parameters on characteristics of supersonic coherent jet. *Metall. Mater. Trans. B*., 48, 1807–1816. https://doi.org/10.1007/s11663-017-0931-y

37. Golub, T., Molchanov, L., Semykin, S. & Vakulchuk, V. (2024). Evaluating the efficiency of using coherent-type nozzles for the conditions of additional postcombustion of CO to CO_2 in the working space of the oxygen converter. *Science and Innovation,* 20(2), 50 – 59. https://doi.org/10.15407/ scine20.02.050

38. Golub, T., Molchanov, L. & Semykin, S. (2023). Studying the possibility of using coherent type nozzles for BOF blowing at the dynamic simulation stand. *Science and Innovation*, 19(4). P. 79 – 92. https://doi.org/10.15407/scine19.04.079

39. Biswas, J., Hazaveh, P. K., & Coley, K. S. (2024). Slag electrical conductivity and its effect on mass transport and interfacial reaction kinetics. *Steel Research International*, 11. https://doi.org/10.1002/srin.202300701

40. Belashchenko, D. (2023). The Relationship between electrical conductivity and electromigration in liquid metals. *Dynamics*, 3(3), 405–424. https://doi.org/ 10.3390/dynamics3030022

41. Okhotskiy, V. B. (2006). Shlakoobrazovanie v konverternyh sistemah. *Metallurgical and mining industry*, 7, 130-132

42. Masson, C. R., Smith, I. B., & Witeway, S. G. (1971). Activities and ionic distribution in liquid silicates: application of polymer theory of to silicate melts. *Can. J. Chem*., 48, 1456 - 1464

43. Bockris, J. O' M., Sen, R. K., Mittal, K. L. (1972). On quantum electrochemikal. *J. Res. Ind. Catalysis*. *Hokkaido Univ*, 20(3), 153–184

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

44. Bockris, J. O'M. (1998). *Modern electrochemistry 2B. Electrodics in chemistry, engineering, biology and environmental sciense*. New York: Kluwer academic plenum

45. Wang, H.-C., Xia, W.-Z., Bao, G.-D, Liao, Z.-Y., Wu, T., & Lei, J. (2023). Influence mechanism of direct current electric field on the sulfur removal of fluorine-containing spent refining slag. *Journal of Environmental Chemical Engineering*, 11(6), 111271. https://doi.org/10.1016/j.jece.2023.111271

46. Xia, W.-Z., Wu, T., Lei, J., Zhang, C., Bao, G.-D., & Wang, H.-C. (2023). Directional sulfur removal from ladle furnace slag by electric field strengthening treatment. *Steel research Int*., 94(12), 2300182. https://doi.org/10.1002/srin.202300182

47. McTaggart, F. K. (1967). *Plasma chemistry in electrical discharges*. Elsevier, Amsterdam

48. Nasser, E. (1971). *Fundamentals of gaseous ionization and plasma electronics*. Wiley Interscience, New York. 456 p.

49. Huang, Z., Liu, L., Zhao, T., Hu, M., Qi, J., & Yan, H. (2024). Investigation on heat transfer and fluid flow of a plasma arc in a plasma melting furnace: Model validation and parameter effects. *Applied Thermal Engineering*, vol. 257, part A, 124301 https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2024.124301

50. Semykin, S. I., Poliakov, V. F., & Semykina, Ye. V. (1998). Osobennosti vlijania elektricheskoj energii maloj moshnosti na rafiniruushiu sposobnost konverternogo shlaka. *Metallurgical and mining industry*, 1, 26 – 30

51. Semykin, S. I., Poliakov, V. F., & Semykina, Ye. V. (2004). Resurso- I energosberegaushaja tehnologija konverternoj plavki s elektricheskimi vozdejstvijami. *Metall and custing of Ukraine*, 11, 46–48

52. Semykin, S. I., Golub, T. S., & Prokopenko, P. G. (2019). Stendovoe issledovanie osobennostej elektrofizicheskoj aktivizacii gazovoga kislorodsoderzhashego potoka. *Modern problems of metallurgy*, 22, 94-103. https://doi.org/10.34185/1991-7848.2019.01.10

53. Semykin, S. I., Kiiashko, T. S., & Semykina, Ye. V. (2011). Issledovanie osobennostej vlijania nizkovoltnogo potenciala na process rafinirovania metalla v kislorodnom konvertere. *Metal and casting of Ukraine*, 7, 29–33. http://nbuv.gov.ua/UJRN/MLU_2011_7_7

54. Golub, T. S., & Semykin, S. I. (2018). Investigation of electric potential difference during the top oxygen blowing in converter. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 88(1), 35–40. https://doi.org/10.5604/01.3001.0012.5869

55. Bandyopadhyay, D., Singh, S. D., Sanyal, D., Singh, K. K., & Singh, K. N. (2003). A study on dissolution kinetics of carbon in liquid iron bath. *Chemical Engineering Journal*, 94(2), 79–92. https://doi.org/10.1016/S1385-8947(02)00030-X

56. Semykin, S. I., Golub, T. S., Molchanov, L. S., & Prokopenko, P.G . (2023). Analiz mehanizmiv vplyvu aktyvizovanyh strumenav kysnu na processy vydilannia pylu v kysnevo-konverternomu vyrobnyctvi. *Fundamental and applied issues of ferrous metallurgy*, 37, 246 – 259

57. Novikov, V. K., Spiridonov, M. A., & Sangalova, I. S. (2008). Chemical

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

thermodynamics and elements of structure in oxide melts. *Journal of Physics: Conference Series*, 98(1), 012020

58. Carter, P. T., & Macfarlane, T. G. (1957). Thermodynamics of slag. *J. Iron and Steel Inst.*, 173(1), 62 – 66

59. Turkdogan, E. T. (1996). *Fundametals of Steelmaking*. The Institute of Materials, London

60. Atkins P., de Paula J., & Keeler J. (2022). *Physical Chemistry*. 12 edition. Oxford University press

T. S. Golub[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9269-2953
L. S. Molchanov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-6139-5956

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

COMPLEX ANALYSIS OF METHODS OF INCREASE IN STEEL PRODUCTION EFFICIENCY ON THE EXAMPLE OF THE APPLICATION OF ELECTRICAL ACTIVATION OF THE OXYGEN FLOW IN TOP BLOW CONVERTERS

Abstract. Dynamic modernity and the rapid development of science and technology require the steel industry to constantly improve and intensify all stages of production without significant material costs in order to maintain competitiveness on the construction materials market. This also applies to the currently most effective method of obtaining a liquid metal semi-product - the oxygen-converter method of production. During its existence, being in constant improvement, for the oxygen-converter method, rational indicators of technological factors that can intensify the process have already been thoroughly researched and established, optimal limits of their use have been found, that limits their further improvement. Therefore, new methods of physical influence come to the fore, among which the development of a method of activation of an oxygen gas jet with an electric discharge is relevant. The method proposed by the authors for creating a high-voltage discharge at the outlet of the blowing device was investigated in the paper. This causes the formation of free charged oxygen particles in the gas (ions), that are more active than molecular oxygen in dissolving and interacting with other chemical compounds. The main direction of research reflected in the paper was the thermodynamic analysis of the influence of activation by a high-voltage discharge of an oxygen jet on the course of reactions involving the gaseous phase. The calculations were performed with respect to the Gibbs free energy. This parameter is an indicator of the probability of the free flow of reactions with the formation, in this case, of oxide products. It is indirectly responsible for the intensity of the entire oxygen converter process. Calculations were made for oxidation reactions of melt components in the reaction zone, taking into account the effect of the number of activated particles on the electrode potentials, first of all, of gaseous oxygen. According to the results of the analysis, it was concluded that the process of carbon oxidation and the process of oxygen dissolution in the iron-carbon melt are mainly activated due to the action of gaseous oxygen ions. Accordingly, this should both intensify the course of oxygen converter

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

process itself with active slag formation and the active flow of all oxidation processes, and shorten its duration.

Key words: oxygen-converter process, top blowing with oxygen, high-voltage electric discharge, ions, oxidation reactions, Gibbs free energy.

For citation: Golub, T. S., & Molchanov, L. S. (2024). Complex analysis of methods of increase in steel production efficiency on the example of the application of electrical activation of the oxygen flow in top blow converters. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 199-221. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-199-221

Стаття надійшла до редакції збірника 01.11.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-222-231
УДК 669.184.244.66:669.184.235.001.5

Л. С. Молчанов[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-6139-5956
Н. А. Арендач[1], аспірант, ORCID 0000-0002-0073-2362
Т. С. Голуб[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-9269-2953

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ЛАБОРАТОРНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ ЗМІШУВАННЯ ГАЗОВИХ СТРУМЕНІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ГАЗІВ

Анотація. Низьковуглецеві та ультра низьковуглецеві сталі є важливим конструкційним матеріалом для сучасної промисловості. Завдяки поєднанню унікальних властивостей легкості, міцності, легкості формування та зварювання з низькою деформацією вони здобули широкого використання як в машинобудівній галузі, так і при виробництві споживчих товарів. Виробництво такого типу сталей потребує складного процесу, бо видалення вуглецю із залізовуглецевого розплаву нижче критичної концентрації має ряд складнощів. Перш за все вони пов'язані із особливостями перебігу реакцій між розсередженим у розплаві вуглецем низької концентрації й киснем, який потрібно доставити до місця реакції. Це призводить до значного переокислення ванни за умов кисневого конвертування, й зумовлює актуальність пошуку альтернативних способів зниження вуглецю в розплаві. Тому перспективним напрямком є доведення залізовуглецевого розплаву до низьких вмістів вуглецю у сталь-ковші після основного процесу виплавки з обробкою розплаву сумішшю газів, що містять кисень у невеликій кількості, через донні продувні блоки. Продувні гази, до потрапляння в розплав, необхідно рівномірно змішувати для здійснення раціонального поєднання як процесу перемішування за рахунок нейтральної складової, так й постачання окислювальної складової, яка представлена у невеликій кількості, до різних частин рідкої ванни. У зв'язку із цим було проведено стендове фізичне дослідження із використанням методів тіньової зйомки щодо розробки конструкції змішувальної камери для суміші газів, яка передуватиме донному продувному блокові. В статті наведено результати оцінювання особливостей змішування газів, які подавалися крізь однакові сопла, розташовані під різними кутами один до одного, при підтриманні однакової витрати газу на кожне із сопел. Було відмічено, що устаткування продувного блоку повинно бути оснащено камерою змішування відповідно до емпірично отриманих результатів із каналами для ведення різних продувних газів в камеру під кутом до вертикальної вісі в межах 25 - 40°, а камера – змішувач повинна мати відношення висоти до діаметру 1:1.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ключові слова: сталь-ківш, низько вуглецева сталь, продувка через днище, суміш кисень-аргон, конструкція змішувача газів.

Посилання для цитування: Молчанов Л. С., Арендач Н. А., Голуб Т. С. Лабораторне дослідження особливості змішування газових струменів технологічних газів. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 222-231. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-222-231.

Вступ. На сучасному етапі організації світового виробництва конкурентоспроможної альтернативи з доступним масовим виробництвом таким конструкційним матеріалам як чавун й сталь поки що не створено. При цьому значне розповсюдження мають саме низько вуглецеві сталі (з вмістом вуглецю до 0,3 %) [1, 2]. Особливе місце серед них займають сталі з вмістом вуглецю нижче 0,01 %. Вони відрізняються високими показниками пластичності у холодному стані, що робить їх дуже затребуваними при виробництві листового прокату, який застосовується у машинобудуванні, виробництві побутової техніки та у харчовій промисловості [3-5]. При цьому досягається значне зменшення металоємності продукції при збереженні службових властивостей.

Виробництво сталей зазначеного хімічного складу базується на окисленні надлишкового вмісту домішок за рахунок введення у розплав кисню у газоподібній або оксидній формі. При цьому технологічна ефективність (оцінена за показником виходу придатного) зазначеного процесу у значній мірі залежить від залишкового вмісту вуглецю у розплаві. При досягненні концентрації вуглецю в розплаві нижче 0,01 % спостерігається значне його переокислення, що відображається у зниженні виходу придатного рідкої сталі та супроводжується забрудненням розплаву оксидними неметалевими включеннями.

Враховуючи фізико-хімічні особливості отримання сталей з вмістом вуглецю нижче 0,01 % їх виробництво потребує спеціального технологічного обладнання: кисневих конвертерів з додатковим введенням у ванну нейтрального газу, що забезпечує активізацію масообмінних процесів в системі «метал-шлак»; устаткування для вакуумування залізовуглецевих розплавів, яке дозволяє проводити окислення вуглецю у розплаві при зниженому тиску [6-8]. На вітчизняних металургійних підприємствах зазначене металургійне устаткування практично не представлене, а його придбання та встановлення найближчим часом є практично неможливим через високу вартість.

Таким чином, в сучасних умовах, актуальним завданням для металургійної науки є розробка альтернативних ефективних технічних рішень, щодо виробництва сталей з вмістом вуглецю нижче 0,01 % в

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

умовах матеріально-технічної бази вітчизняних металургійних підприємств з мінімальною модернізацією устаткування. Перспективним напрямом вирішення зазначеної задачі є здійснення зневуглецювання залізовуглецевого розплаву за рахунок продувки ванни сумішшю кисень-нейтральний газ, яка здійснюється за межами сталеплавильного агрегату на етапі позапічної обробки сталі. Зазначений етап виробництва рідкої сталі є важливою та невід'ємною ланкою виробничого ланцюга на більшості металургійних підприємств [9-10]. Тобто, виконання операції окислення вуглецю у сталях нижче критичної концентрації (менше 0,01 %) доцільно проводити у дві стадії: видалення вуглецю з розплаву до критичної концентрації на етапі виплавки у плавильному агрегаті та видалення вуглецю з розплаву нижче критичної концентрації (пропонується здійснювати на етапі позапічної обробки сталі за рахунок продувки розплаву сумішшю технологічних газів, які вміщують кисень). Загальна схема устаткування сталерозливного ковша для проведення продувки сталі у ковші сумішшю технологічних газів, що включає кисень на етапі позапічної обробки представлена на рис. 1.

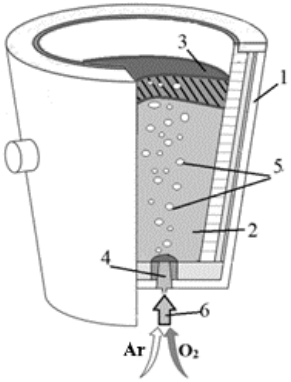


Рисунок 1 – Схематичне зображення сталерозливного ковша, який обладнано для рафінування сталі сумішшю технологічних газів: 1 – ківш стандартної конструкції; 2 – рідка сталь; 3 – шлаковий розплав; 4 – продувний донний блок, спеціальної конструкції; 5 –бульбашки, заповнені сумішшю технологічних газів, що включає кисень; 6 – змішувач продувних газів

Мета дослідження. На попередньому етапі досліджень, розрахунковим методом було запропоновано конструкцію донного продувного блоку для здійснення продувки металу на етапі позапічної обробки сумішшю технологічних газів, яка включає кисень. З метою уточнення величин кутів нахилу каналів, що забезпечують подачу продувних газів до камери змішування та встановлення режимів ефективного змішування потоків газу в порожнині донного продувного блоку було проведене стендове дослідження яке передбачало встановлення особливостей взаємодії газових струменів, які розташовані під певним кутом відносно один-одного.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Методика дослідження. Виходячи з наведеного вище для випадку здійснення операції окислення вуглецю в сталерозливному ковші за рахунок продувки сумішшю технологічних газів, яка вміщує кисень, удосконалення конструкції сталерозливного ковша полягає у посиленні футерівки шлакового поясу для забезпечення високого спротиву дії активних металургійних шлаків, що можуть містити певну кількість оксидів заліза та заміну стандартного блоку для донної продувки на спеціальний, який забезпечує можливість використання кисню [11, 12]. Пропонується використання донного продувного блоку, який дозволяє проводити продувку сумішшю декількох газів, ескіз якого представлений на рис. 2. Відповідно до теоретичних розрахунків, вогнетривкий блок для продувки металу газами, зазначеної конструкції, повинен складатися з газонепроникної матриці та розташованих у ній каналів. Два з них для підведення продувних газів повинні мати циліндричну форму. Їх розташування відповідно до розрахунків повинно бути під кутом 5-15° до поздовжньої вісі симетрії блока для здійснення перемішування у змішувальній камері. У верхній частині блоку розташований вздовж вертикальної вісі та орієнтований вершиною до центра блока змішування канал, конічної форми заповнений газопроникним вогнетривким матеріалом, який переходить у порожню камеру циліндричної форми діаметром, рівним діаметру нижньої основи конічного каналу – камеру змішування (співвідношення діаметру й висоти камери 1:1).

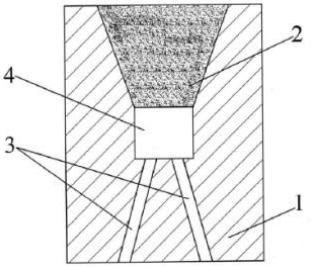


Рисунок 2 – Вогнетривкий блок для продувки металу газами: 1 – вогнетривкий газонепроникний матеріал; 2 – конічний канал, заповнений газопроникним вогнетривким матеріалом; 3 – циліндричні канали для підведення технологічних газів; 4 – камера-змішувач циліндричної форми

Вогнетривкий блок для продувки металу газами працює наступним чином: технологічний газ подається через циліндричні канали, що розташовані у газонепроникній вогнетривкій матриці, до порожнистої камери циліндричної форми. У порожнистій камері циліндричної форми технологічний газ перерозширюється і подається до нижньої основи конічного каналу, який розміщено у газонепроникній вогнетривкій матриці. За рахунок наявності у конічному каналі вогнетривкого газопроникного матеріалу технологічний газ поділяється на бульбашки, які, надходячи у розплав, інтенсивно перемішують його.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Застосування приведеного пристрою повинно забезпечувати ефективне перемішування рідкого металу у сталеплавильних агрегатах.

Дослідження базувалось на вивченні геометричних особливостей взаємодії газових струменів, що фіксувалися методом тіньової зйомки. Схема лабораторної установки представлена на рис. 3. Основною установки слугували продувні сопла діаметром 0,5 мм, рухомо закріплені на горизонтальному штативі. Кожне сопло було приєднано через систему регулювання параметрів подачі газу до балону з газом метаном (для можливості якісної візуалізації струменя на тіньовій зйомці за рахунок значної різниці щільностей газу, що витікає з сопла та навколишнього середовища). Продувку здійснювали з однаковою витратою для кожного з потоків газів. Освітлення моделі здійснювали твердотільним джерелом світла для створення лінійного потоку світу й меншого спаплюження зображення на білому екрані. Завдяки рухомій основі сопла поступово нахиляли під різними однаковими для кожного із сопел кутами до вертикалі й фіксували за допомогою відеокамери результат взаємодії струменів газу, який витікав з них. Були досліджені кути нахилу сопел до вертикальної вісі від 0° (рух потоків на зустріч один одному) до 180° (повністю протилежний рух потоків).

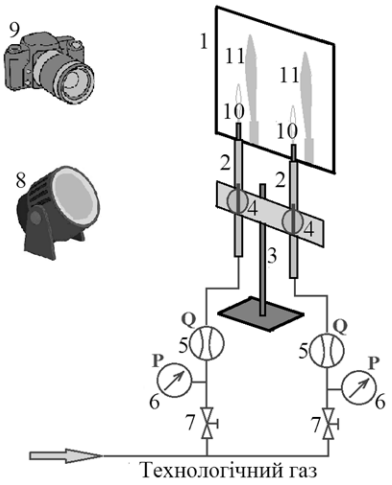


Рисунок 3 – Функціональна схема установки для дослідження особливостей взаємодії газових потоків методом тіньової зйомки: 1 – білий екран, 2 – продувні сопла діаметром 0,5 мм, 3 – штатив, 4 – механізм регулювання кута нахилу продувного сопла відносно вертикальної вісі, 5 – ротаметр, 6 – манометр, 7 – кран, 8 – твердотільний освітлювальний пристрій, 9 – відеокамера

Результати досліджень. Найбільш характерні результати дослідження представлені на рис.4. Відповідно до даних, встановлено, що струмені, сформовані однаковими початковими умовами (витрата та тиск газу) можуть взаємодіяти шляхом або змішування (рис. 4 позиції 1 – 5), або повного взаємного пригнічення (рис. 4 позиція 9).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

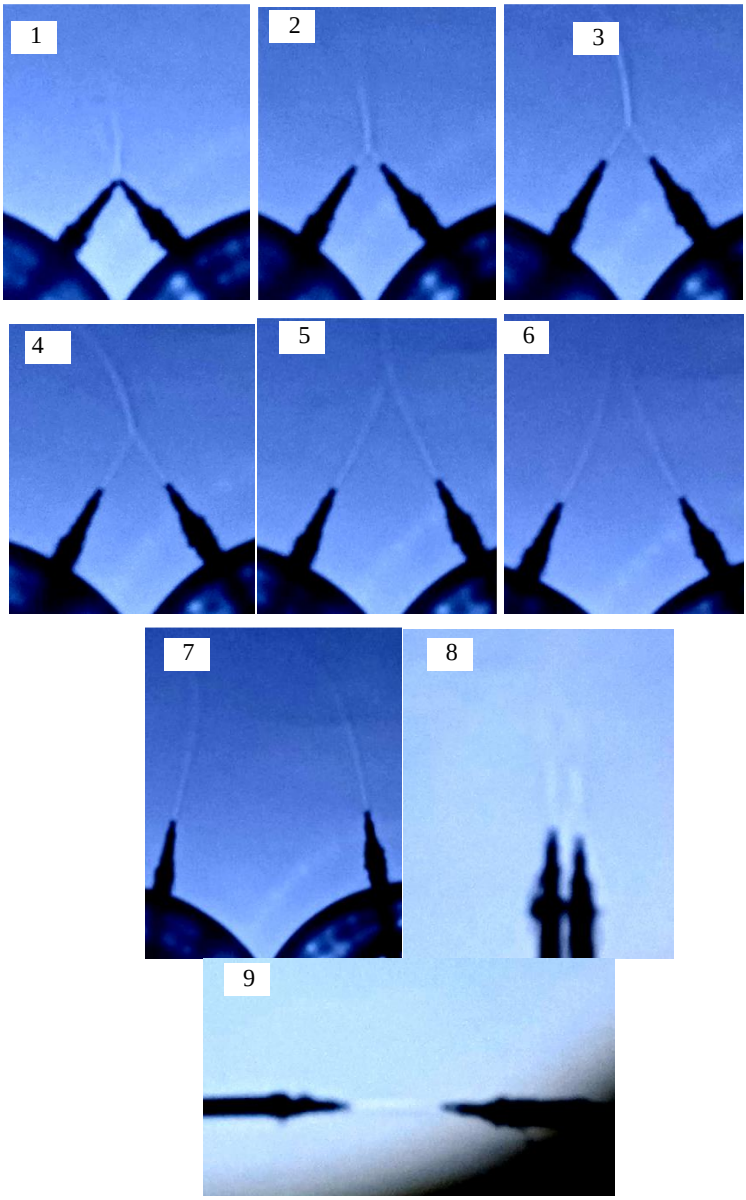


Рисунок 4 – Характрені фото дослідження особливостей взаємодії газових струменів при різному куті відхилення сопел від вертикально вісі: 1 – 45°, 2 -40°; 3- 35°; 4 – 30°; 5 – 25°; 6-20°; 7-15°; 8-0°; 9-90°

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

При цьому ефективне змішування спостерігається при куті нахилу сопла до вертикальної вісі в проміжку 25 – 40º (рис. 4 позиції 2 - 5). Повнота змішування була встановлена враховуючи, що тіньова зйомка дозволяє встановити нерівномірність газового середовища за щільністю, що буде відповідати змінам кольору ділянок на результуючому струмені у більш світлий чи більш темний бік за освітленням при різному змішуванні газів. На знімках 3 -4 (рис. 4) таких ділянок із різним кольором результуючого струменя не встановлено, тому можна зробити висновок про повне змішування потоку, на відміну від фото. 9 (рис. 4), де відбувається дія потоків на зустріч один одному із взаємним пригніченням. Це призводить до втрати газовими струменями векторів спрямованості та розпорошенню газових струменів у навколишнє середовище. Зазначений режим забезпечує повне змішування двох потоків проте є неприпустимим для умов витікання газових струменів з різною швидкістю (різною витратою та тиском). Також за довжиною результуючого струменя можна сказати що найменші втрати швидкості потоку були отримані при куті змішування 30-35º (фото 3,4 рис. 4 – найдовші результуючі потоки).

Висновки

В ході проведення стендових досліджень встановлено, що устаткування сучасного сталерозливного ковша може бути використано для проведення операції зневуглецювання розплаву за рахунок продувки крізь донні продувні блоки сумішшю технологічних газів, що містить кисень із конструкційним вдосконаленням донного продувного блоку, який повинен мати систему попереднього змішування технологічних газів. Відповідно до емпірично отриманих результатів канали для введення різних продувних газів в камеру повинні знаходитися під кутом до вертикальної вісі в межах 25- 40º, а камера – змішувач повинна мати відношення висоти до діаметру 1:1.

Перелік посилань

1. Singh R. 6 - Classification of steels. Applied Welding Engineering (Third Edition). Processes, Codes, and Standardsю 2020. P. 53 – 60. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-821348-3.00014-8

2. Islam T., Rashed H. M. M. A. Classification and application of plain carbon steels. Reference Module in Materials Science and Materials Engineeringю 2019. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-803581-8.10268-1

3. Shibata K., Asakura K. Transformation behavior and microstructures in ultra-low carbon steels. *ISIJ International*ю 1995. Vol. 35(8). P. 982 – 991 https://doi.org/10.2355/isijinternational.35.982

4. Liu, Z., Li, W., Shao, X. et al. An ultra-low-carbon steel with outstanding fish-scaling resistance and cold formability for enameling applications. *Metall. Mater. Trans. Aю* 2019. Vol. 50. P. 1805 – 1815. https://doi.org/10.1007/s11661-018-05101-

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

z

5. Storozheva L. M. Ultralow carbon steels for the automotive industry with the effect of hardening due to drying of finished parts. *Metal Science and Heat Treatment*. 2001. Vol. 43. P. 336 – 344. https://doi.org/10.1023/A:1013632315470

6. Neves L., Oliveira H. P. O., Tavares R. Evaluation of the effects of gas injection in the vaccum chamber of a RH degasser on melt circulation and decarburization rates. *ISIJ International*. 2009. Vol. 49. Iss. 8. P. 1141 – 1149, https://doi.org/10.2355/isijinternational.49.1141

7. Liu J., Harris R. Decarburization of steel to ultra-low-carbon levels by vacuum levitation. *ISIJ International.* 1999. Vol. 39. Iss. 1. P. 99 – 101. https://doi.org/10.2355/isijinternational.39.101

8. Sano M., Yetao H., Kato M., Sakamoto S. Decarburization reaction of molten iron of low carbon concentration with vacuum suction degassing method. *ISIJ International*. 1994. Vol. 34. Iss. 8. P. 657 – 662. https://doi.org/10.2355/ isijinternational.34.649

9. Смирнов А. Н., Зборщик А. М. Внепечное рафинирование чугуна и стали. Донецк : Изд-во «Ноулидж», 2012. 179 с.

10. Дюдкин Д. А., Бать С. Ю., Гринберг С. Е., Маринцев С.Н. Производство стали на агрегате ковш-печь. Донецк : ООО Юго – Восток, 2003. 300 с.

11. Molchanov L., Arendach N., Synehin Y. Study of the designs of bottom blowing devices for oxidative blowing in teeming ladles. *Сучасні проблеми металургії*. 2021. № 24. С. 81 – 89. https://doi.org/10.34185/1991-7848.2021.01.08.

12. Молчанов Л. С., Шеремета Н. А., Синегін Є. В. Дослідження ефективності гомогенізації рідкої сталі при продувці через блоки різної конструкції. *Теорія і практика металургії*. 2018. № 6. С. 76 – 80. http://nbuv.gov.ua/UJRN/Tipm_2018_6_12.

References

1. Singh, R. (2020). 6 - Classification of steels. Applied Welding Engineering (Third Edition). *Processes, Codes, and Standards*, pp. 53–60. https://doi.org/ 10.1016/B978-0-12-821348-3.00014-8

2. Islam, T., & Rashed, H. M. M. A. (2019). Classification and application of plain carbon steels. *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-803581-8.10268-1

3. Shibata, K., & Asakura, K. (1995). Transformation behavior and microstructures in ultra-low carbon steels. *ISIJ International*, 35(8), 982–991. https://doi.org/ 10.2355/isijinternational.35.982

4. Liu, Z., Li, W., Shao, X. et al. (2019). An ultra-low-carbon steel with outstanding fish-scaling resistance and cold formability for enameling applications. *Metall. Mater. Trans. A.*, 50, 1805–1815. https://doi.org/10.1007/s11661-018-05101-z

5. Storozheva, L. M. (2001). Ultralow carbon steels for the automotive industry with the effect of hardening due to drying of finished parts. *Metal Science and Heat Treatment*, 43, 336–344. https://doi.org/10.1023/A:1013632315470

6. Neves, L., Oliveira, H. P. O., & Tavares, R. (2009). Evaluation of the effects of gas injection in the vaccum chamber of a RH degasser on melt circulation and decarburization rates. *ISIJ International*. vol. 49. iss. 8. P. 1141 – 1149, https://doi.org/10.2355/isijinternational.49.1141

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

7. Liu, J., & Harris, R. (1999). Decarburization of steel to ultra-low-carbon levels by vacuum levitation. *ISIJ International*, 39 (1), 99–101. https://doi.org/10.2355/isijinternational.39.101

8. Sano, M., Yetao, H., Kato, M., & Sakamoto, S. (1994). Decarburization reaction of molten iron of low carbon concentration with vacuum suction degassing method. *ISIJ International*, 34(8), 657–662. https://doi.org/10.2355/isijinternational.34.649

9. Smirnov, A. N., & Zborshik, A. M. (2012). *Vnepechnoe rafinirovanie chuguna i stali*. Nowelwdge

10. Dudkin, D. A., Bat, S. Yu., Grinberg, S. Ye., & Marintsev, S. N. (2003). *Proizvodstvo stali na aggregate kovsh-pech*. Ugo – Vostok

11. Molchanov, L., Arendach, N., & Synehin, Y. (2021). Study of the designs of bottom blowing devices for oxidative blowing in teeming ladles. *Modern problems of metallurgy*, 24, 81 – 89. https://doi.org/10.34185/1991-7848.2021.01.08

12. Molchanov, L., Sheremeta, N., & Synehin, Y. (2018). Doslidzennia efektyvnosti gomogenizacii ridkoj stali pry produvci cherez bloku riznoj konstrukcii. *Theory and practice of metallurgy*, 6, 76–80. http://nbuv.gov.ua/UJRN/Tipm_2018_6_12

L. S. Molchanov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-6139-5956
N. A. Arendach[1], Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-0073-2362
T. S. Golub[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9269-2953

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

LABORATORY STUDY OF THE MIXING CHARACTERISTICS OF GAS JETS OF PROCESS GASES

Abstract. Low-carbon and ultra-low-carbon steels are important structural material for modern industry. Due to the combination of unique properties of lightness, strength, ease of forming and welding with low deformation, they have gained widespread use both in the engineering industry and in the production of consumer goods. The production of this type of steel requires a complex process, because the removal of carbon from the iron-carbon melt below the critical concentration has a number of difficulties. First of all, they are related to the peculiarities of the course of reactions between low-concentration carbon dispersed in the melt and oxygen, which must be delivered to the reaction site. This leads to a significant overoxidation of the bath under the conditions of oxygen converter process, and determines the urgency of the search for alternative ways of reducing carbon in the melt. Therefore, a promising direction is to bring iron-carbon melt to low carbon content in steel ladles after the main smelting process with treatment of the melt with a mixture of gases containing a small amount of oxygen through bottom blowing blocks. Blowing gases, before entering the melt, must be evenly mixed to implement a rational combination of both the mixing process due to the neutral component and the supply of the oxidizing component, which is present in a small amount, to different parts of the liquid bath. In this regard, a bench physical study was conducted using shadow imaging methods

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

for the design of a mixing chamber for a mixture of gases, that will precede the bottom purging block. The article presents the results of evaluating the characteristics of the mixing of gases that were fed through the same nozzles, located at different angles to each other, while maintaining the same gas consumption for each of the nozzles. It was noted that the purging unit equipment should be equipped with a mixing chamber according to empirically obtained results with channels for leading various purging gases into the chamber at an angle to the vertical axis within 25 - 40^{o}, and the mixing chamber should have a ratio of height to diameter of 1:1.

Key words: steel bucket; low carbon steel; purging through the bottom; oxygen-argon mixture; gas mixer design.

For citation: Molchanov, L. S., Arendach, N. A., & Golub, T. S. (2024). Laboratory study of the mixing characteristics of gas jets of process gases. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 222-231. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-222-231

Стаття надійшла до редакції збірника 07.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-232-252

УДК 669.184.244.66:669.184.235.001.5

Л. С. Молчанов[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-6139-5956
Т. С. Голуб[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-9269-2953
С. І. Семикін[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-7365-2259

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

МЕТОДИЧНІ АСПЕКТИ АНАЛІЗУ ТА ІНТЕРПРЕТАЦІЇ РЕЗУЛЬТАТІВ ФІЗИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ВЗАЄМОДІЇ ГАЗОВИХ СТРУМЕНІВ З РІДКИМИ ФАЗАМИ КИСНЕВО-КОНВЕРТЕРНОЇ ВАННИ

Анотація. Сталеплавильна галузь є невід'ємною складовою сучасної важкої промисловості та базою для інших галузей, бо забезпечує конструкційними матеріалами, серед яких важливе місце займає сталь різного сортаменту. В світі більша частка сталеплавильного виробництва припадає на кисневе конвертування, що зумовлює актуальність постійного розвитку й вдосконалення цього процесу як з технологічного так і з екологічних аспектів. Проте будь-яке нововведення потребує дослідження та випробування, яке не може бути проведене в промислових умовах через можливість нанесення шкоди поточному виробництву та втрати часу й ресурсів. Через це активно розвивається напрямок моделювання киснево-конвертерного процесу. Моделювання може відбуватися фізично на холодних моделях або гарячих моделях, чи віртуально з використанням математичних моделей. Однак останні потребують попередніх досліджень на фізичних моделях для пошуку закономірностей, що стануть їх основою. Таким чином фізичне натурне моделювання є невід'ємною базою та джерелом інформації про всі процеси, що супроводжують виготовлення сталі. Однак, кожен отриманий результат повинен бути адекватно інтерпретований. Так в роботі запропоновані варіанти дослідження та інтерпретації динамічних показників процесу продувки за результатами, отриманими шляхом фізичного моделювання. Проведено за допомогою запропонованих методик оцінювання різних варіантів холодного моделювання з використанням водних двофазних моделей, де у якості модельних рідин використовують воду, що імітує рідку сталь, та рідину, що імітує шлак; та високотемпературного моделювання на справжньому металевому розплаві у малих масштабах. Встановлені динамічні особливості руху середовищ при продуванні зверху, які були визначені за допомогою вказаних методів моделювання, а саме швидкості руху часточок однієї фази, що імітує шлак, при потраплянні в іншу фазу, що імітує сталевий розплав, під час продувки; рух поверхні ванни в залежності від технологічних показників та за

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

результатами високотемпературного моделювання встановлено особливості пульсації лунки, що створює струмінь продувного газу.

Ключові слова: киснево-конвертерний процес, холодне моделювання, високотемпературне моделювання, продувка, швидкість руху фаз

Посилання для цитування: Молчанов Л. С., Голуб Т. С., Семикін С. І. Методичні аспекти аналізу та інтерпретації результатів фізичного моделювання процесів взаємодії газових струменів з рідкими фазами киснево-конвертерної ванни. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 232-252. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-232-252.

Вступ. Більшість сучасних промислових галузей економіки розвинених країн серед базових напрямів мають сталеплавильну галузь, яка є не тільки важливою опорою національної індустріалізації та й відіграє важливу допоміжну роль для суміжних галузей. Для виробництва сталі основним залишається кисневе конвертерування, для якого ключовим напрямком розвитку є підвищення екологічності та сучасна технологічна модернізація виробництва. Прискорення технологічних інновацій у сфері киснево-конвертерного виробництва сталі пов'язаних з ефективністю, екологічно чистими методами виробництва та технологіями, що продовжують термін служби потребують ефективний, простий, доступний та адекватний реальному промисловому варіанту метод оцінювання та дослідження інновацій. У зв’язку з цим актуальним напрямком дослідження для сучасної металургійної науки є розробка методів адекватного співставлення результатів низькотемпературного та високотемпературного моделювання для розробки критеріїв перенесення результатів для можливості подальшої розробки моделей керування та прогнозування процесу в реальних промислових умовах.

Щоб виявити особливості поведінки газового струменя, який витікає з кисневої фурми та характеристики перемішування шлако-металевої ванни, металурги провели безліч досліджень з використанням чисельного моделювання та моделювання на водних моделях. На схемі 1 (рис. 1), як приклад, перераховані методи та зміст дослідження поведінки струменя, що витікає з кисневої фурми.

За останнє десятиліття чисельне моделювання набуло широкого розповсюдження, проте воно засновано на низці певних припущень й діє за рівняннями, які були отримані за певних умов, тобто не повною мірою відображають умови реального конвертерного виробництва, при зміні умов. Отже, результати чисельного моделювання потребують постійної перевірки та адаптації до конкретних умов, що призводить фактично до створення нової чисельної моделі.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Фізичне натурне моделювання дозволяє якісно оцінити якийсь процес, ділянку конвертерної ванни й отримані результати можуть бути використані для подальшого фізичного моделювання.



Рисунок 1 – Схематичне представлення можливостей існуючих методів моделювання киснево-конвертерного процесу

Метою роботи є дослідження варіантів оцінювання отриманих результатів фізичного моделювання ділянки конвертерного переділу за допомогою як низько- так і високотемпературної моделі для отримання адекватних показників процесу.

Методика проведення досліджень. Для встановлення особливостей руху за результатами моделювання важливим параметром є швидкість переміщення часточок – трасерів, що додають до рідкої фази. Вивчення відеозаписів експериментів дозволяє застосовувати прямі способи визначення швидкості об'єктів, засновані на безпосередньому сприйнятті та дослідженні відеозображення процесу та враховують закони динаміки руху різних об'єктів. Для встановлення швидкості руху об'єкта необхідно знати відстань, яку він проходить за певний час. Відрізок часу можна виміряти за допомогою

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

приладів або - можна обчислити за частотою кадрів відеозапису (у випадку необхідності аналізу частини відеозапису), а відстань, на яку перемістився об'єкт за виміряний відрізок часу, може бути визначений за результатами відео зйомки, наприклад, коли об'єкт рухається прямолінійно та переміщається у кадрі під будь-яким кутом, а відеозйомка ведеться нерухомою камерою. Крім цього, швидкість руху об'єктів відеозапису може бути встановлена при дослідженні зміни їх кутових розмірів.

Встановлення швидкості об'єкта переміщення на відстань довжини відомого іншого об'єкта. Даний спосіб дозволяє встановлювати швидкість об'єкта під час руху його в кадрі в будь-якому напрямку, крім руху вздовж оптичної вісі об'єктива відеокамери. У кадр встановлюють об'єкт відомої довжини. На відеозапису вибирається ділянка, на якій питомий об'єкт проходить повз контрольний об'єкт, переміщаючись відповідно на його відому довжину. Час, за який відбувається це переміщення, визначається, виходячи з частоти кадрів відеозапису (за медіа парметрами відеофайлу або тайм-кодом відеозапису) і кількості кадрів, за яке відбувається зазначене переміщення. Швидкість питомого об'єкту визначається в даному випадку відповідною формулою [64-67]:

$$V = L \cdot \frac{f_k}{n}, \text{ м/с} \qquad (1)$$

де L – довжина відомого об'єкта, м; f_k – частота кадрів відеозапису, кадр/с; n – кількість кадрів, протягом якого питомий об'єкт переміщається на довжину відомого об'єкта.

До переваг зазначеного способу можна віднести те, що шлях об'єкта, що досліджується, можна обчислити навіть у разі його руху на переферічній частині кадру за наявності досить сильних викривлень відео зображення, за рахунок оптичних аберацій лінзової системи приладу відеофіксації.

У випадку, коли нерухомий об'єкт з відомими розмірами знаходиться на відстані від питомого об'єкту, що рухається, й швидкість якого необхідно визначити по відеозапису з нерухомої відеокамери, слід враховувати наявність перспективних змін реальних розмірів нерухомого об'єкта. При значному віддаленні відбувається візуальне зменшення розмірів зображення, що може призвести до помилки визначення швидкості в бік її збільшення.

Для оцінки траєкторії переміщення об'єкту під деяким кутом до спостерігача (для визначення координат) необхідно перерахувати поздовжнє та поперечне зміщення зображення на відеозаписі в дистанцію та кут повороту щодо вісі зони огляду камери. Для визначення швидкості

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

переміщення об'єкта необхідно визначити шлях, який він пройшов, на часовому інтервалі, що розглядається. Попередній аналіз зіставлення переміщення зображення на записі з реальним переміщенням об'єкта показав, що для визначення пройденого шляху необхідне визначення його складових: поздовжнього та поперечного зміщення об'єкта щодо вісі зони огляду камери. Під поздовжнім напрямом розуміється напрямок, що збігається з віссю зони огляду камери. Під поперечним напрямом необхідно розуміти напрямок переміщення об'єкта, перпендикулярно до поздовжньої вісі зони огляду камери.

Розрахунок поздовжнього переміщення об'єкта. Як відомо, зі збільшенням відстані до об'єкта при незмінних його лінійних розмірах змінюються кутові розміри, які відображаються на відеозаписі. На рис. 2 представлено схему пропорційного зменшення кутового розміру зі збільшенням відстані до об'єкта.

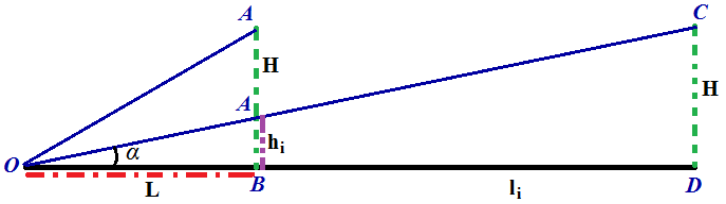


Рисунок 2 – Зміна кутових розмірів при збільшенні відстані до об'єкта

Якщо відомий «базовий» розмір зображення H, при якому точно відома відстань L до об'єкта, далі з подоби ΔOAB і ΔOCD (рис. 1) [64-67]

$$\frac{h_i}{L} = \frac{H}{l_i}, \tag{2}$$

Звідси

$$h_i = \frac{H}{l_i} L. \tag{3}$$

Розрахунок поперечного переміщення об'єкта. У випадку, коли рух об'єкта фіксується нерухомою камерою, поперечне переміщення зображення об'єкта щодо вісі зони огляду камери визначається за відхиленнями d_1 та d_2 зображення об'єкта в моменти часу t_1 та t_2 відповідно. При цьому, кути α_1 та α_2 між центральною віссю зони огляду камери та напрямком на об'єкт у моменти часу t_1 та t_2, відповідно, визначаються з виразів (рис. 3) [64-67]:

$$\alpha_1 = \arctan\left(\frac{d_1}{l_1}\right), \ \alpha_2 = \arctan\left(\frac{d_2}{l_2}\right). \tag{4}$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

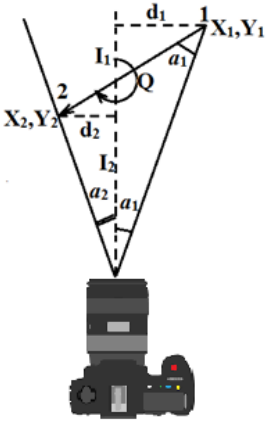


Рисунок 3 – Визначення поперечного зміщення

Таким чином, виходячи з наведеного вище, визначити шлях, який пройшов об'єкт можна за формулою:

$$S = l_1^2 + l_2^2 - 2l_1 l_2 \cos(\alpha_2 - \alpha_1)\,. \qquad (5)$$

Курс руху об'єкта може бути розрахований за виразом:

$$Q = arct\tan\left(\frac{x_2 - x_1}{y_2 - y_1}\right). \qquad (6)$$

Швидкість об'єкта можна встановити за формулою:

$$V = \frac{\sqrt{(x_2 - x_1)^2 + (y_2 - y_1)^2}}{\Delta t}\,. \qquad (7)$$

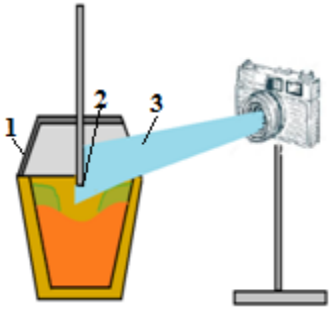
Приклади застосування наведених методів розрахунку швидкостей при проведенні фізичного моделювання при дослідженні металургійних процесів і технологій представлені на далі.

Результати досліджень. Високотемпературне моделювання передбачає використання у якості модельних рідин реальних металевих та шлакових розплавів різного складу та з різними фізичними властивостями (використання залізовуглецевих розплавів або розплавів, що їх замінюють, з нижчими температурами плавлення – сплави кольорових металів). Що стосується низькотемпературного моделювання, то до них відносяться методи досліджень, що базуються на використанні у якості модельних рідин, які імітують металеві та шлакові розплави речовин органічного та неорганічного походження зі значно нижчою у порівнянні з реальними металевими та шлаковими розплавами температурою плавлення.

Відповідно до способу організації металевої ванни при

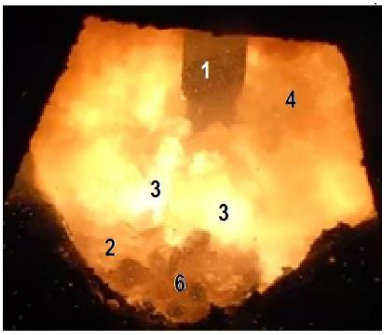
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

високотемпературному моделюванні виділяють використання об'ємних моделей та пласких. Враховуючи що лабораторний плавильний агрегат для роботи зі шлаковими та металевими розплавами має у своєму складі вогнетривку футерівку, а шлакові та металеві фази є рідинами з низькою оптичною проникністю, то пряма фіксація фізико-хімічних явищ можлива лише на дзеркалі шлако-металевої фази. Загальна схема виконання високотемпературних досліджень на об'ємних моделях представлена на рис. 4.



а

1 – модель металургійного агрегату; 2 – об'єкт фото-/відеофіксації; 3 – поле огляду системи, що проводить відео-/фотофіксацію



б

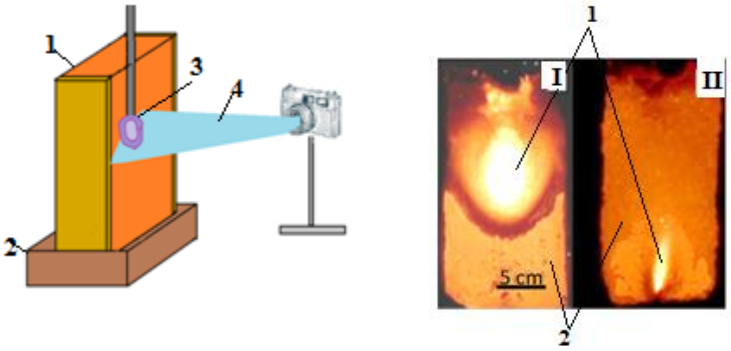
1 – двоярусна фурма; 2 – поверхня шлаку; 3 – факели допалювання CO; 4 – вихід бурого диму; 5 – сплески шлаку; 6 – шматки доданого вапна

Рисунок 4 – Схема організації (а) та фотофіксація процесу продувки металевої ванни на 60 кг конверторі з використанням двоярусної фурми (б)

Що стосується пласких високотемпературних моделей, здебільшого вони використовуються для досліджень особливості протікання певних технологічних процесів в обсязі шлако-металевого розплаву. Передбачають використання у якості прозорої футерівки кварцевого скла, яке дозволяє на протязі до 1 хвилини спостерігати за перебігом процесу, що досліджується. Схема організації високотемпературного моделювання з використанням пласких моделей представлена на рис. 5.

В сучасних умовах найбільше розповсюдження отримали методи низькотемпературного фізичного моделювання, яке пов'язане з низькою вартістю процесу та можливістю багатократного повторення дослідів. При цьому найбільше поширення отримали методи використання у якості основної модельної речовини – води. Це зумовлено значною її розповсюдженістю та можливості зміни фізичних параметрів (густина та поверхневий натяг) за рахунок введення розчинних у воді хімічних сполук.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



а

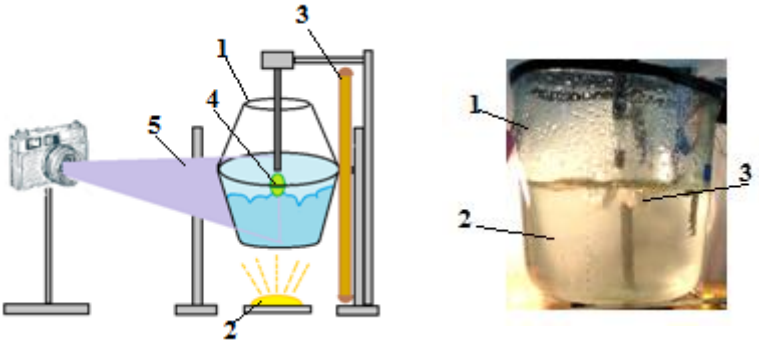
1 – пласка модель; 2 – основа з піском; 3 – об'єкт фіксації; 4 – поле огляду системи, що проводить відео-/фотофіксацію

б

I - продувка зверху; II – продувка донна 1 – високотемпературна зона; 2 – металевий розплав

Рисунок 5 – Схема організації високотемпературного моделювання з використанням пласких моделей (а) та фрагмент верхньої (б) та донної (в) продувки конвертерної ванни

Загальна схема організації процесу низькотемпературного моделювання представлена на рис. 6.



а

1 – прозора модель для моделювання; 2 – джерело штучного світла; 3 – фоновий екран; 4 – об'єкт фіксації; 5 – поле огляду системи, що проводить відео-/фотофіксацію

б

1 – прозора модель; 2 – моделююча рідина; 3 – зона продувки

Рисунок 6 – Схема організації низькотемпературного моделювання (а) та фрагмент продувки конвертерної ванни з використанням верхньої фурми (б)

Під час холодного моделювання при продувці двофазної системи рідин зверху, де вода моделює рідку сталь, а метилсиліконова олія –

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

шлакову фазу за результатами відеозйомки можливо отримати наступні данні. При постановці досліду на стінку прозорої моделі конвертера попередньо була нанесена розмітка з шириною інтервалів $10 \cdot 10^{-3}$м (це об'єкт з відомою величиною, який буде орієнтиром при встановленні переміщення). Досліди були проведені із застосуванням чотирьох соплових наконечників з кутом нахилу сопел до вертикальної вісі фурми 12 градусів при інтенсивності подачі газу 16,6 м^3/т хв і положенні фурми 20 калібрів над рівнем спокійної ванни. Таким чином, було проведено продувку з використанням наконечника з соплами діаметром $2{,}5 \cdot 10^{-3}$ м. При розкадруванні отриманого відеозапису відслідковували рух крапель поліметилиліконової олії вздовж стінки моделі для встановлення швидкості пристінних потоків рідини під час продувки (рис. 7). За результатами розрахунків по наведеній вище методиці, встановлено, що за 1 хвилину крапля перемістилася на $1{,}75 \cdot 10^{-2}$ м, тобто швидкість пристінних потоків складає відповідно до формули (1) $0{,}29 \cdot 10^{-3}$ м/с. Таким чином дізнаємося, що до стінок моделі у даному випадку при швидкості витікання потоку з зазначеного сопла 255,4 м/с надходить невелика частка імпульсу.

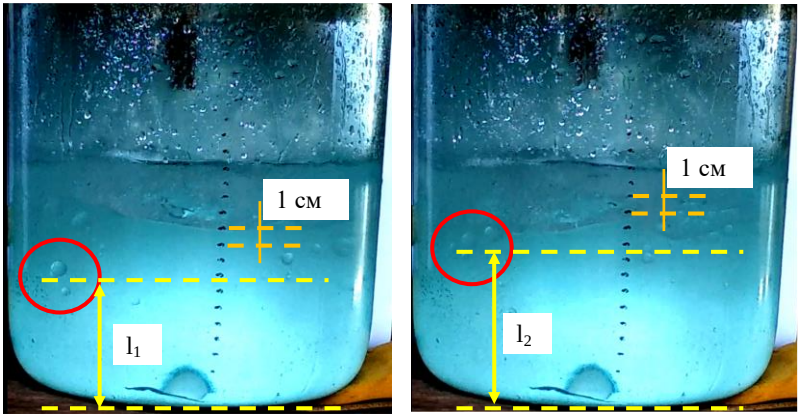


Рисунок 7 – Приклад аналізу руху об'єктів для встановлення швидкості руху рідин вздовж стінки моделі (кадри відрізняються за часом на 1 хв.)

Крім інформації про рух потоків при аналізі поверхні ванни можливо оцінити висоту та частоту коливання ванни при продувці. Розкадрувавши відео продувки двофазної рідини за вказаних вище умов за кожним кадром проведено розрахунок висоти ванни у зоні нанесеної розмітки (на рис. 8 наведено, як приклад, коливання ванни за інтервал 15 секунд). Встановлено, що ванна має рух по висоті на величину від $0{,}8 \cdot 10^{-3}$ до $2 \cdot 10^{-3}$ м за хвилину з частотою 0,12 – 0,15 Гц.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

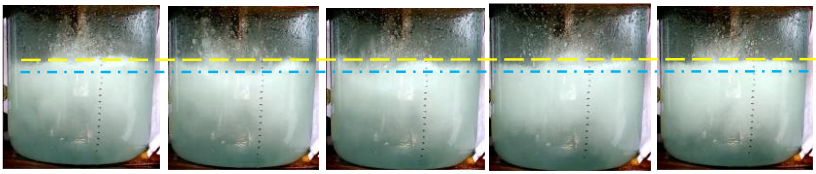


Рисунок 8 – Приклад аналізу руху ванни при фізичному холодному моделюванні (кадри обрано за інтервал 15 секунд, лінії позначають мінімальний та максимальний рівень коливань)

Інший приклад, при проведенні високотемпературного моделювання на 60 кг моделі кисневого конвертера під час продувки крізь одно соплову фурму з витратою газу відповідно до промислового варіанта конвертування отримані відео записи поверхні ванни. При розкадруванні на відео є об'єкт з відомими геометричними параметрами – продувна фурма (діаметр – $35 \cdot 10^{-3}$ м) відповідно до неї можливо оцінити геометричні параметри лунки, що утворюється при взаємодії газового струменя з рідкою ванною і встановити, наприклад, що за 1 хвилину її площа змінюється в межах від $0{,}3 \cdot 10^{-3}$ м^2 до $0{,}7 \cdot 10^{-3}$м^2 із частотою 0,12-0,15 Гц, що відповідає особливостям продувного пристрою (рис. 9) (за рахунок обробки фото з використанням програми Coreldraw)..

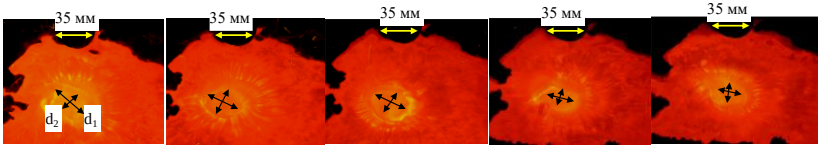


Рисунок 9 – Приклад аналізу пульсації продувної лунки ванни при фізичному високотемпературному моделюванні (кадри обрано за інтервал 1 хвилина)

Крім цього, можна оцінити швидкість шлакоутворення за затемненням поверхні ванни від кадру до кадру (за рахунок обробки фото з використанням програми Coreldraw). У наведеному прикладі за 1 хвилину площа, вкрита шлаком, змінилася з 10% до 75%. Тобто швидкість шлакоутворення у цей час була $62{,}5 \cdot 10^{-3}$ м^2/хв.

За результатами високотемпературного моделювання з використанням пласких моделей аналіз процесів, що розвиваються вздовж кварцової стінки, нижче реакційних зон у варіанті моделювання з верхньою кисневою продувкою рідкого залізо-вуглецевого розплаву дозволив виявити зародження та зростання газових бульбашок та їх переміщення по висоті моделі (найімовірніше CO) (рис. 9). Встановлено, що при витраті продувного газу 0,098-0,147 м^3/хв частота утворення та швидкість руху CO-бульбашок вздовж стінки залежить від

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

глибини їх утворення та періоду продувки: чим глибше місце утворення бульбашки, тим складніше їх утворення та нижче швидкість руху через необхідність подолання гідростатичного тиску шару металу на бульбашку, що утворюється й рухається вгору. Наприклад, бульбашки, утворені на глибині $5 \cdot 10^{-2}$ м мали швидкість спливання в період окислення кремнію 0,003 м/с та 0,005 м/с в період інтенсивного окислення вуглецю відповідно. На глибині $10 \cdot 10^{-2}$ м бульбашки мали швидкість руху 0,0013 м/с в період окислення кремнію і 0,0022 м/с в період інтенсивного окислення вуглецю відповідно.

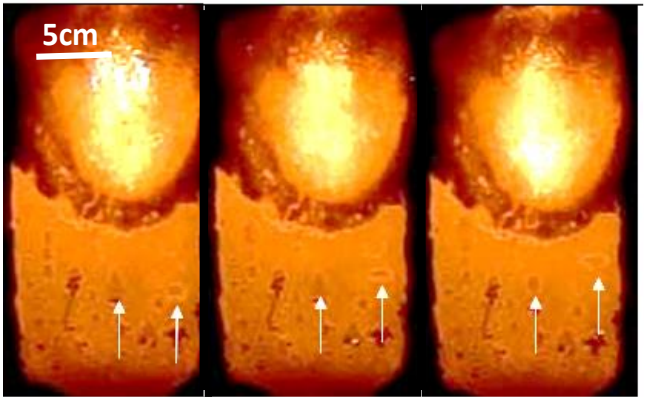


Рисунок 10 – Фото результатів продувки на пласкій високотемпературній моделі із рухом газових бульбашок вздовж поверхні скла (показано стрілками на фото)

Тобто заглиблення у шлакометалеву ванну в двічі більшу глибину відповідає зниженню швидкості руху бульбашки майже у два рази. І якщо, порівняти результати отримані при холодному моделюванні щодо руху бульбашки вздовж стінки, реальні швидкості руху часток в рідких металевих розплавах в десять разів швидші.

Висновки

Проведення фізичного моделювання процесів, що відбуваються під час сталеплавильного переділу, створює важливе та доступне джерело інформації для розуміння фундаментальних основ ефектів, які супроводжують перебіг виплавки сталі у реальних промислових умовах. При цьому отримана інформація може бути інтерпретована за допомогою математичного апарату для подальшого порівняння між різними варіантами процесів, чи встановлення оптимальних показників. Також отримана інформація є важливою для розуміння законів, якими можуть бути описані окремі процеси при подальшому створенні

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

моделей для їх математичного опису та можливого керування.

Перелік посилань

1. Zhang Y. C., Zhang C. J., Zhu L. G., Zhou Q. L. Numerical simulation of high Mach number oxygen lance under high oxygen pressure. Iron and Steel. 2019. Vol. 54. P. 32–38

2. Li Q., Li M.-M., Li L., Zou Z.-S. Numerical analysis on oxygen jet characteristic for BOF convertor top-blown process based on CFD method. Journal of Northeastern University. 2013. Vol. 34(6). P.828–831

3. Kemminger A., Krause F., Odenthal H.-J. CFD simulation of top-blown converters. Conference: 9th EOSC European Oxygen Steelmaking ConferenceAt: Aachen, 2022

4. Wang W., Yuan Z., Matsuura H., Zhao H., Dai Ch., Tsukihashi F. Three-dimensional Compressible Flow Simulation of Top-blown Multiple Jets in Converter. ISIJ International. 2010. Vol. 50. No. 4. P. 491–500

5. Hu S. Y., Zhu R., Dong K. Numerical simulation research on flow in combined blown converter at steelmaking temperature. Chin. J. Eng.. 2018. Vol. 40. P. 108–115

6. Wang H., Zhu R., Gu Y. L., Wang C. J. Behavior of supersonic oxygen jet injected from four-hole lance during top-blown converter steelmaking process. Can. Metall. Q. 2014. Vol. 53. P. 367–380

7. Li M. M., Li Q., Kuang S. B., Zou Z. S.Coalescteriscs of supersonic jets from multi-nozzle oxygen lance in steelmaking BOF. Steel Res. Int. 2015. Vol. 86. P. 1517–1529

8. Красников К. С., Лыжов Н. В. Численные исследования на математической модели вспенивания с инжекцией газа. Системные технологии. Региональный межвузовский сборник научных работ. 2021. Вып. 1 (132). С. 23–30

9. Zhu Sh., Zhao Q., Li X., Liu Y. & Zhang T. CFD Simulation of gas-slag-metal multiphase flow in a side-blown vortex smelting reduction reactor. Journal of Sustainable Metallurgy. 2023. Vol. 9. P. 1033–1049

10. Errson M., Tillander A. Review on CFD simulation and modeling of decarburization processes. Steel Research International. 2018. Vol. 89 (1)

11. Wei J.-H., Zeng L. Numerical simulation of fluid flow in bath during combined top and bottom blowing VOD refining process of stainless steel. Steel Research International, 2012. Vol. 83 (11). P. 1053–1070

12. Wei J.-H., He Y., Shi G.-M. Mathematical modeling of fluid flow in bath during combined side and top blowing AOD refining process of stainless steel: Mathematical model of the fluid flow. Steel Research International. 2011. Vol. 82 (6). P.703–709

13. Singh V., Kumar J, Bhanu C., Ajmani S. K., Dash S. K. Optimization of the bottom tuyeres configuration for the BOF vessel using physical and mathematical modeling. ISIJ Int. 2007. Vol. 47(11). P. 1605–1612

14. Quiyoom A., Golani R., Singh V., Buwa V. V. Effect of differential flow schemes on gas-liquid flow and liquid phase mixing in a Basic Oxygen Furnace. Chem. Eng. Sci. 2017. Vol. 73 (9). P. 373–377

15. Чернятевич А. Г., Самохвалов О. С., Сігарьов Є. М., Чубіна О. А.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Математична модель гідродинаміки процесу продувки шлакової ванни у порожнині конвертера. Математичне моделювання. 2005. №1 (13). С. 76–78

16. Repossi E., Rosso R., Verani M. A phase-field model for liquid-gas mixtures: mathematical modelling and discontinuous Galerkin discretization. Modeling and scientific computing. 2016. Vol. 27. P. 1–36.

17. Misra P., Deo B., Chhabra R. Dynamic model of slag foaming in oxygen steelmaking converters. ISIJ International. 1998. Vol. 38 (11). P.1225–1232

18. Сигарев Е. Н., Сокол А. Н., Недбайло Н. Н. Компьютерное моделирование теплового состояния системы «гарнисаж – футеровка» с учетом неравномерности её толщины. Математичне моделювання. 2016. № 2 (35). С. 70–73.

19. Brandaleze E., Torresi U., Santini L. A refractory wear predictive model developed for BOF converters. Scholars Journal of Engineering and Technology. 2018. Vol. 6 (1). P. 7–13

20. Demete J., Buľko B., Demeter P., Hrubovčáková M. Evaluation of factors affecting the MgO–C refractory lining degradation in a basic oxygen furnace. MDPI. 2023. Vol. 13 (22). P. 12473–12500

21. Gruber D. Optimisation of the Lining Design of a BOF Converter by Finite Element Simulations. Steel research international. 2004. Vol. 75 (7). P. 455–461

22. Paul S., Chosh D. N. Model study of mixing and mass transfer rates of slag-metal in top and bottom blown converters. Metal Trans B. 1986. Vol. 17 (3). P. 461–469

23. Ghosh D. N., Singh R. P. Cold model study of mixing time in hybrid prosecc. Trans Iron Steel Inst. Japan. 1988. Vol. 28 (8). P. 659–662

24. Ajmani S. K., Chatterjee A. Cold model studies of mixing and mass transfer in steelmaking vessels. Ironmak. Steelmak. 2005. Vol. 32 (6). P. 515–527

25. Choudhary S. K., Ajmani S. K. Evaluation of bottom stirring system in BOF steelmaking vessel using cold model study and thermodynamic analysis. ISIJ Int. 2006. Vol. 46 (8). P. 1171–1176

26. Singh V., Lenka S. N., Ajmani S. K., Bhanu C., Pathak S. A novel bottom stirring scheme to improve BOF performance through mixing and mass transfer modeling. ISIJ Int. 2009. Vol. 49 (12). P. 1889–1894

27. Roth C., Peter M., Schindler M., Koch K. Cold model investigation into the effects of bottom blowing in metallurgical resctors. Steel Res. 1995. Vol. 66 (8). P. 325–330

28. Roth C., Peter M., Juhart M., Koch K. Cold model investigations of fluid flows and mixing within top and combined blown in metallurgical process. Steel Res. 1999. Vol. 70 (12). P.502–507

29. Olivares O., Elias A., Sanchez R., Diaz-Cruz M., Morales R. D. Physical and mathematical models of gas-liquid fluid dynamics in LD converters. Steel Res. 2002. Vol. 73 (2). P. 44–51

30. Oymo D., Guthrie R. I. L. Mixing times in combination blowing process. Proceedings of the process technology conference. 1984. P. 45–52

31. Martin M., Rendueles M., Diaz M. Steel-slag mass transfer in steel converter, bottom and top/bottom combined blowing through cold model experiments. Chem.Eng.Res.Des. 2005. Vol. 83 (9). P.1076–1084

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

32. Wu W., Bin Yang L., Zheng C. J., Liu L. Cold simulation of oxygen transfer rate in BOF. J Iron Steel Res., 2010. Vol. 17. P. 7–13

33. Koria S.C., George A. Selection of bottom injection parameters in combined blown steelmaking. Ironmak. Steelmak. 1988. Vol. 15 (3). P. 127–133

34. Koria S. C., Pal S. Experimental study of the effect of gas injection parameters on the bath mixing intensity ibduced during steelmaking. Process. Metall. 1991. Vol. 62 (2). P. 47– 53

35. Evestendt M., Medvedev A. Cavity shape dynamical modeling and estimation in water model of the steel converter process. J Jpn. Soc. Exp. Mech. 2007. v. 7. P. 93–98

36. Cheslak F. R., Nicholls J. A., Sichel M. Cavities formed on liquid surfaces by impinging gaseous jets. J Fluid. Mech. 1969. Vol. 36 (1). P. 55–63

37. Nordquist A., Kumbhat N., Jonsson L., Jonsson P. The effect of nozzle diameter, lance height and flow rate on penetration depth in a top-blown water model. Steel Res. Int. 2006. Vol. 77 (2). P. 82–90

38. Li Q., Li M., Kuang S., Zou Z. Numerical simulation of the interaction between supersonic oxygen jets and molten slag-metal bath in steelmaking BOF process. Metal Mater. Trans. B. 2015. Vol. 46 (3). P. 1494–1509

39. Naito K-I., Asahara N., Kaizawa A., Ogawa Y., Kitagawa I., Inomoto T. Behavior of top-blowing lance jets in BOF. Nippon Steel Tech. Rep. 2013. Vol. 104. P. 33–41

40. Lee M. S., O'Rourke S. L., Molloy N. A. Oscillatory flow in the steelmaking vessel. Scand. J Metall. 2003. Vol. 32 (5). P. 281–288

41. Luoma M. J., Fabritius T. M. J., Harkki J. J. The effect of bottom nozzle configuration on the bath behavior in the BOF. ISIJ Int. 2004. v. 44 (5). P. 809–816

42. Sabah S., Brooks G. Study of cavity modes in BOF by analysis of sound. Ironmak. Steelmak. 2016. Vol. 43 (6). P. 473–480

43. Shi J., Luo X., Li J., Jiang J. Investigation on penetration model of shaped charge jet in water. Mod. Phys. Lett. B. 2016. Vol. 30 (2). P. 1–15

44. Камкіна Л. В., Мішалкін А. П., Камкін В. Ю., Мяновська Я. В., Дворковий О. І., Ісаєва Л. Є. Моделювання впливу режиму продування ванни на масообмінні процеси та шлакоутворення у кисневому конвертері. Теорія і практика металургії. 2022. №1. С. 27–37.

45. Gerlach F., Frohberg M.G. Mass transfer in bottom blowing cold model converter. Steel Res. 1993. Vol. 64 (1). P. 7–14

46. Deo B., Overbosch A., Snoeijer B., Das D., Srinivas K. Control of slag formation, foaming, slopping and chaos in BOF. Trans. IndianInst. Met. Dec. 2013. Vol. 66 (5–6). P. 543–554

47. Ascanio G. Mixing time in stirred vessels: a review of experimental techniques. Chin. J Chem. Eng. 2015. Vol. 23 (7). P. 1065–1076

48. Melton L. A., Lipp C. W., Spredling R. W., Paulson K. A. Determination of mixing time through color changes. Chem. Eng. Comm. 2002. Vol. 189 (3). P. 322–228

49. Ascanio G., Foucault S., Tanguy P.A.Time-periodic mixing of shear-thinning fluids. Chem. Eng. Res. Des. Sep. 2004. Vol. 82 (9). P. 1199–1203

50. Kuo T. Y., Kuo J. C. Determination of mixing time in a ladle-refining process

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

using optical image processing. ISIJ Int. 2011. Vol. 510 (10). P. 1597–1600

51. Wuppermann C., Giesselmann N., Ruckert A., Pfeifer H., Odenthal H. J., Hovestadt E. A novel approach to determine the mixing time in a water model of an AOD converter. ISIJ Int. 2012. Vol. 52 (10). P.1817–1823

52. Kumar A., Malathi M., Godiwalla K. M., Chacko E. Z., Ajmani S. K., Ranganathan S. Cold model study of submerged peripheral gas bubbling from a cylindrical dispenser. ISIJ Int. 2014. Vol. 54 (10). P. 2239–2247

53. Rosseburg A., Fitschen J., Wutz J., Wucherpfennig T., Schluter M. Hydrodynamic inhomogeneties in large scale stirred tanks – influence on mixing time. Chem. Eng. Sci. 2018. Vol. 188. P. 208–220

54. Chen C., Rui Q., Cheng G. Effect od salt tracer amount on the mixing time measurement in a hydrodynamic model of gas-stirred ladle system. Steel Res. Int. 2013. Vol. 84 (9). P. 900–907

55. Martin M., Rendueles M., Diaz M. Global and local mixing determinations for steel converter analysis. Chem. Eng. Sci. 2005. Vol. 60 (21). P.5781–5791

56. Stisovic T., Koch K. Bottom blowing investigations on a cold model reactor to optimize mixing behavior in metallurgical processes. Steel Res. 2002. Vol. 73 (9). P. 373–377

57. Martin M., Diaz M. Gas –liquid and gas-liquid-liquid reactors with top and bottom blowing:I. Fluid dynamic regimes. Chem. Eng.Common. 2002. Vol. 189 (2). P. 543–570

58. Martin M., Rendueles M., Diaz M. Emulsion analysis in a gas/liquid reactor with top blowing. Can. J Chem. Eng. 2004, Vol. 82. P.249–255

59. Kawabe Y., Uddin M. A., Kato Y, Seok M. O., Lee S. B. Correlation between liquid/liquid and gas/liquid mass transfer in top/bottom blowing converter. ISIJ Int. 2017. Vol. 57 (2). P. 296–303

60. Cao L. L. Modeling of gas-slag-metal multiphase fluid during basic oxygen steelmaking process. Ph.D. Thesis, University of Science and Technology Beijing, Beijing, China, 2019.

61. Balkos T., Batham J., Russo T., Fash R., Howanski B. Cold shroud-boosting converter performance. Proceedings of the 6th European Oxygen Steelmaking Conference, Aachen, Germany, 26–28 June 2006. P. 179–185.

62. Чернятевич А. Г., Вакульчук В. В., Молчанов Л. С., Юшкевич П. О., Сигарев Е. Н., Чубин К. И., Чубина Е. А. Высокотемпературное моделирование продувки конвертерной ванны с использованием двухъярусной кислородной фурмы. Теория и практика металлургии. 2017. № 3-4. С. 79–85.

63. Чернятевич А. Г., Сигарев Е. Н., Чернятевич И. В. Новые разработки конструкций кислородных фурм и способов продувки ванны 160-т конвертеров ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог». Теория и практика металлургии. 2010. № 2. С. 31–38

64. Murashov I. and Stroganov Y. Method of determining vehicle speed according to video stream data. J. Phys.: Conf. Ser. 1419 012020, IOP Publishing, 2019. P. 1–6

65. Hashim K. M. Suggest a mathematical model to measure the speed of vehicles via video. Journal of Education for Pure Science- University of Thi-Qar. 2022. Vol. 12. Iss. 2. P. 130–139

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

66. Jawad H. M., Husain T. A. Measuring Object dimensions and its distances based on image processing technique by analysis the image using sony camera. Eurasian Journal of Science & Engineering. 2017. Vol. 3. Iss. 2, P. 100–110

67. Viola P., Jones M. Robust real-time object detection. Intl. J. Computer Vision. 2004. Vol. 57 (2). P. 137–154.

References

1. Zhang, Y. C., Zhang, C. J., Zhu, L. G., & Zhou, Q. L. (2019). Numerical simulation of high Mach number oxygen lance under high oxygen pressure. Iron and *Steel*, 54, 32–38

2. Li, Q., Li, M.-M., Li, L., & Zou, Z.-S. (2013). Numerical analysis on oxygen jet characteristic for BOF convertor top-blown process based on CFD method. *Journal of Northeastern University*, 34(6), 828–831

3. Kemminger, A., Krause, F., & Odenthal, H.-J. (2022). CFD simulation of top-blown converters. *Conference: 9th EOSC European Oxygen Steelmaking Conference At Aachen*.

4. Wang, W., Yuan, Z., Matsuura, H., Zhao, H., Dai, Ch., & Tsukihashi, F. (2010). Three-dimensional Compressible Flow Simulation of Top-blown Multiple Jets in Converter. *ISIJ International*, 50(4), 491–500

5. Hu, S. Y., Zhu, R., & Dong, K. (2018). Numerical simulation research on flow in combined blown converter at steelmaking temperature. *Chin. J. Eng*, 40, 108–115

6. Wang, H., Zhu, R., Gu, Y. L., & Wang, C. J. (2014). Behavior of supersonic oxygen jet injected from four-hole lance during top-blown converter steelmaking process. *Can. Metall. Q*., 53, 367–380

7. Li, M. M., Li Q., Kuang, S. B., & Zou, Z. S. (2015). Coalescteriscs of supersonic jets from multi-nozzle oxygen lance in steelmaking BOF. *Steel Res. Int.*, 86, 1517–1529

8. Krasnikov, K. S., & Lyzhov, N. V. (2021). Chislennye issledovania na matematicheskoj modeli vspenivania s inzhekciej gaza. [Numerical studies on a mathematical model of foaming with gas injection]. *System technologies*, 1(132), 23–30

9. Zhu, Sh., Zhao, Q., Li, X., Liu, Y. & Zhang, T. (2023). CFD Simulation of gas-slag-metal multiphase flow in a side-blown vortex smelting reduction reactor. *Journal of Sustainable Metallurgy*, 9, 1033–1049

10. Errson, M., & Tillander, A. (2018). Review on CFD simulation and modeling of decarburization processes. *Steel Research International*, 89(1)

11. Wei, J.-H., & Zeng, L. (2012). Numerical simulation of fluid flow in bath during combined top and bottom blowing VOD refining process of stainless steel. *Steel Research International*, 83(11), 1053–1070

12. Wei, J.-H., He, Y., & Shi, G.-M. (2011). Mathematical modeling of fluid flow in bath during combined side and top blowing AOD refining process of stainless steel: Mathematical model of the fluid flow. *Steel Research International*, 82(6), 703–709

13. Singh, V., Kumar, J, Bhanu, C., Ajmani, S. K., & Dash, S. K. (2007). Optimization of the bottom tuyeres configuration for the BOF vessel using physical and mathematical modeling. *ISIJ Int*., 47(11), 1605–1612

14. Quiyoom, A., Golani, R., Singh, V., & Buwa, V. V. (2017). Effect of

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

differential flow schemes on gas-liquid flow and liquid phase mixing in a Basic Oxygen Furnace. *Chem. Eng. Sci*., 73 (9), 373–377

15. Cherniatevych, A. G., Samohvalov, O. S., Sigarev, Ye. M., & Chubina, O. A. (2005). Matematuchna model gidrodynamiky procesu produvki shlakovoj vanny u porozhnyni konvertera [Mathematical model of hydrodynamics of the process of blowing the slag bath at an empty converter]. *Mathematical modeling*, 1(13), 76–78

16. Repossi, E., Rosso, R., & Verani, M. (2016). A phase-field model for liquid-gas mixtures: mathematical modelling and discontinuous Galerkin discretization. *Modeling and scientific computing*, 27,1–36

17. Misra, P., Deo, B., & Chhabra, R. (1998). Dynamic model of slag foaming in oxygen steelmaking converters. *ISIJ International*, 38(11), 1225–1232

18. Sigarev, Ye. N., Sokol, A. N., & Nedbajlo, N. N. (2016). Komputernoe modelirovanie teplovogo sostojania sistemy "garnisazh - furerovka" s uchetom neravnomernosti ee tolshchiny [Computer modeling of the thermal state of the "skull – lining" system taking into account the unevenness of its thickness]. *Mathematical modeling*, 2(35), 70–73

19. Brandaleze, E., Torresi, U., & Santini, L. (2018). A refractory wear predictive model developed for BOF converters. *Scholars Journal of Engineering and Technology*, 6(1), 7–13

20. Demete, J., Buľko, B., Demeter, P., & Hrubovčáková M. (2023). Evaluation of factors affecting the MgO–C refractory lining degradation in a basic oxygen furnace. *MDPI*, 13(22), 12473–12500

21. Gruber, D. (2004). Optimisation of the Lining Design of a BOF Converter by Finite Element Simulations. *Steel research international*, 75(7), 455–461

22. Paul, S., & Chosh, D. N. (1986). Model study of mixing and mass transfer rates of slag-metal in top and bottom blown converters. *Metal Trans B*, 17(3), 461–469

23. Ghosh, D. N., & Singh, R. P. (1988). Cold model study of mixing time in hybrid prosecc. *Trans Iron Steel Inst. Japan*, 28(8), 659–662

24. Ajmani, S. K., & Chatterjee, A. (2005). Cold model studies of mixing and mass transfer in steelmaking vessels. *Ironmak. Steelmak*, 32(6), 515–527

25. Choudhary, S. K., & Ajmani, S. K. (2006). Evaluation of bottom stirring system in BOF steelmaking vessel using cold model study and thermodynamic analysis. *ISIJ Int*, 46(8), 1171–1176

26. Singh, V., Lenka, S. N., Ajmani, S. K., Bhanu, C., & Pathak, S. (2009). A novel bottom stirring scheme to improve BOF performance through mixing and mass transfer modeling. *ISIJ Int*, 49(12), 1889–1894

27. Roth, C., Peter, M., Schindler, M., & Koch, K. (1995). Cold model investigation into the effects of bottom blowing in metallurgical resctors. *Steel Res*., 66(8), 325–330

28. Roth, C., Peter, M., Juhart, M., & Koch, K. (1999). Cold model investigations of fluid flows and mixing within top and combined blown in metallurgical process. *Steel Res*., 70(12), 502–507

29. Olivares, O., Elias, A., Sanchez, R., Diaz-Cruz, M., & Morales, R. D. (2002). Physical and mathematical models of gas-liquid fluid dynamics in LD converters.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Steel Res., 73(2), 44–51

30. Oymo, D., & Guthrie, R. I. L. (1984). Mixing times in combination blowing process. *Proceedings of the process technology conference*, 45–52

31. Martin, M., Rendueles, M., & Diaz, M. (2005). Steel-slag mass transfer in steel converter, bottom and top/bottom combined blowing through cold model experiments. *Chem.Eng.Res.Des*., 83(9), 1076–1084

32. Wu, W., Bin, Yang L., Zheng, C. J., & Liu, L. (2010). Cold simulation of oxygen transfer rate in BOF. *J Iron Steel Res*., 17, 7–13

33. Koria, S.C., & George, A. (1988). Selection of bottom injection parameters in combined blown steelmaking. *Ironmak. Steelmak*., 15(3), 127–133

34. Koria, S. C., & Pal, S. (1991). Experimental study of the effect of gas injection parameters on the bath mixing intensity ibduced during steelmaking. *Process. Metall*., 62(2), 47– 53

35. Evestendt, M., & Medvedev, A. (2007). Cavity shape dynamical modeling and estimation in water model of the steel converter process. *J Jpn. Soc. Exp. Mech.*, 7, 93–98

36. Cheslak, F. R., Nicholls, J. A., & Sichel, M. (1969). Cavities formed on liquid surfaces by impinging gaseous jets. *J Fluid. Mech*., 36(1), 55–63

37. Nordquist, A., Kumbhat, N., Jonsson, L., & Jonsson, P. (2006). The effect of nozzle diameter, lance height and flow rate on penetration depth in a top-blown water model. Steel Res. Int. vol. 77 (2). P. 82–90

38. Li, Q., Li, M., Kuang, S., Zou, Z. (2015). Numerical simulation of the interaction between supersonic oxygen jets and molten slag-metal bath in steelmaking BOF process. Metal Mater. Trans. B. vol. 46 (3). P. 1494–1509

39. Naito, K-I., Asahara, N., Kaizawa, A., Ogawa, Y., Kitagawa, I., & Inomoto, T. (2013). Behavior of top-blowing lance jets in BOF. *Nippon Steel Tech. Rep*., 104, 33–41

40. Lee, M. S., O'Rourke, S. L., & Molloy, N. A. (2003). Oscillatory flow in the steelmaking vessel. *Scand. J Metall*., 32(5), 281–288

41. Luoma, M. J., Fabritius, T. M. J., & Harkki, J. J. (2004). The effect of bottom nozzle configuration on the bath behavior in the BOF. *ISIJ Int.*, 44(5), 809–816

42. Sabah, S., & Brooks, G. (2016). Study of cavity modes in BOF by analysis of sound. *Ironmak. Steelmak*, 43(6), 473–480

43. Shi, J., Luo, X., Li J., & Jiang, J. (2016). Investigation on penetration model of shaped charge jet in water. *Mod. Phys. Lett. B.*, 30(2), 1–15

44. Kamkina, L. V., Mishalkin, A. P., Kamkin, V. Yu., Mianovska, Ya. V., Dvorkovyj O. I., & Isaeva L. Ye. (2022). Modeluvannia vplyvu rezhyzmu produvannia vanny na masoobminni process ta shlakoutvorannia u kysnevomu konverteri [Simulation of the bath blowing mode in the mass exchange process and slag removal in the sour converter]. *Theory and practice of metallurgy*, (1), 27–37

45. Gerlach, F., & Frohberg, M. G. (1993). Mass transfer in bottom blowing cold model converter. *Steel Res*., 64(1), 7–14

46. Deo, B., Overbosch, A., Snoeijer, B., Das, D., & Srinivas, K. (2013). Control of slag formation, foaming, slopping and chaos in BOF. *Trans. IndianInst. Met. Dec*., 66(5–6), 543–554

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

47. Ascanio, G. (2015). Mixing time in stirred vessels: a review of experimental techniques. *Chin. J Chem. Eng*., 23(7), 1065–1076

48. Melton, L. A., Lipp, C. W., Spredling, R. W., & Paulson, K. A. (2002). Determination of mixing time through color changes. *Chem. Eng. Comm*., 189(3), 322–228

49. Ascanio, G., Foucault, S., & Tanguy, P. A. (2004). Time-periodic mixing of shear-thinning fluids. *Chem. Eng. Res. Des. Sep*., 82(9), 1199–1203

50. Kuo, T. Y., & Kuo, J. C. (2011). Determination of mixing time in a ladle-refining process using optical image processing. *ISIJ Int*., 510(10), 1597–1600

51. Wuppermann, C., Giesselmann, N., Ruckert, A., Pfeifer, H., Odenthal, H. J., & Hovestadt, E. (2012). A novel approach to determine the mixing time in a water model of an AOD converter. *ISIJ Int*, 52(10), 1817–1823

52. Kumar, A., Malathi, M., Godiwalla, K. M., Chacko, E. Z., Ajmani, S. K., & Ranganathan, S. (2014). Cold model study of submerged peripheral gas bubbling from a cylindrical dispenser. *ISIJ Int*., 54(10), 2239–-2247

53. Rosseburg, A., Fitschen, J., Wutz, J., Wucherpfennig, T., & Schluter, M. (2018). Hydrodynamic inhomogeneties in large scale stirred tanks – influence on mixing time. *Chem. Eng. Sci*., 188, 208–220

54. Chen, C., Rui, Q., & Cheng, G. (2013). Effect od salt tracer amount on the mixing time measurement in a hydrodynamic model of gas-stirred ladle system. *Steel Res. Int*., 84(9), 900–907

55. Martin, M., Rendueles, M., & Diaz, M. (2005). Global and local mixing determinations for steel converter analysis. *Chem. Eng. Sci*., 60(21), 5781–5791

56. Stisovic, T., & Koch, K. (2002). Bottom blowing investigations on a cold model reactor to optimize mixing behavior in metallurgical processes. *Steel Res*., 73(9), 373–377

57. Martin, M., & Diaz, M. (2002). Gas –liquid and gas-liquid-liquid reactors with top and bottom blowing:I. Fluid dynamic regimes. *Chem. Eng.Common*., 189(2), 543–570

58. Martin, M., Rendueles, M., & Diaz, M. (2004). Emulsion analysis in a gas/liquid reactor with top blowing. *Can. J Chem. Eng*., 82, 249–255

59. Kawabe, Y., Uddin, M. A., Kato, Y, Seok, M. O., & Lee, S. B. (2017). Correlation between liquid/liquid and gas/liquid mass transfer in top/bottom blowing converter. *ISIJ Int*., 57(2), 296–303

60. Cao, L. L. (2019). *Modeling of gas-slag-metal multiphase fluid during basic oxygen steelmaking process*. Ph.D. Thesis, University of Science and Technology Beijing, Beijing, China.

61. Balkos, T., Batham, J., Russo, T., Fash, R., & Howanski, B. (2006). Cold shroud-boosting converter performance. *Proceedings of the 6th European Oxygen Steelmaking Conference, Aachen, Germany, 26–28 June 2006*. P. 179–185.

62. Cherniatevych, A. G., Vakulchuk, V. V., Molchanov, L. S., Yushkevich, P. O., Sigarev, Ye. N., Chubin, K. I., & Chubina, Ye. A. (2017). Vysokotemperaturnoe modelirovanie produvki konverternoj vanny s ispolzovaniem dvuhjarusnoj kislorodnoj furmy [High temperature modeling of converter bath blowdown using a double-level oxygen lance]. *Theory and practice of metallurgy*, (3-4), 79–85

63. Cherniatevych, A. G., Sigarev, Ye. N., & Cherniatevych, I. V. (2010). Novye

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

razrabotki konstrukcij kislorodnyh furm I sposobov produvki vanny 160-t konverterov PJSC "ArcelorMittal Kryvyj Rig" [New developments in the design of oxygen tuyeres and methods for purging the bath of 160-ton converters of PJSC "ArcelorMittal Kryvyi Rih"]. *Theory and practice of metallurgy*, (2), 31–38

64. Murashov, I. & Stroganov, Y. (2019). Method of determining vehicle speed according to video stream data. *IOP Publishing. J. Phys.: Conf. Ser*., 1419, 012020

65. Hashim, K. M. (2022). Suggest a mathematical model to measure the speed of vehicles via video. *Journal of Education for Pure Science- University of Thi-Qar*, 12(2), 130–139

66. Jawad, H. M., & Husain, T. A. (2017). Measuring object dimensions and its distances based on image processing technique by analysis the image using sony camera. *Eurasian Journal of Science & Engineering*, 3(2), 100–110

67. Viola, P., & Jones, M. (2004). Robust real-time object detection. *Intl. J. Computer Vision*., 57(2), 137–154

L. S. Molchanov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-6139-5956
T. S. Golub[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9269-2953
S. I. Semykin[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-7365-2259

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

METHODOLOGICAL ASPECTS OF ANALYSIS AND INTERPRETATION OF THE RESULTS OF PHYSICAL MODELING OF THE PROCESSES OF INTERACTION OF GAS JETS WITH LIQUID PHASES OF AN OXYGEN-CONVERTER BATH

Abstract. The steel industry is an integral part of modern heavy industry and a base for other industries, as it provides structural materials, among which steel of various grades occupies an important place. In the world, a larger share of steel production falls on oxygen converter process. That fact determines the relevance of constant development and improvement of the process from both technological and environmental aspects. However, any innovation requires research and testing that cannot be carried out in industrial conditions due to the possibility of harming current production and wasting time and resources. Because of this, the direction of modeling the oxygen converter process is actively developing. Modeling can take place physically on cold models or high temperature models, or virtually using mathematical models. However, the latter require preliminary research on physical models to search for patterns that will become their basis. Thus, physical full-scale modeling is an integral basis and source of information about all processes that accompany the production of steel. However, each obtained result must be adequately interpreted. Thus, the paper proposes options for studying and interpreting the dynamic indicators of the blowing process based on the results obtained by physical modeling. The developed methods were used to evaluate various options for cold modeling using aqueous two-phase models, where water simulating liquid steel and other liquid simulating slag are used as model liquids; and high-temperature modeling on a real metal melt on a small scale. The dynamic features of the movement of phases during top blowing were established, that were determined using the specified

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

modeling methods, namely the speed of movement of particles of one phase simulating slag when entering another phase simulating steel melt during blowing; movement of the bath surface depending on technological parameters and based on the results of high temperature modeling, the features of the pulsation of the blowing well, which creates by a jet of blowing gas, have been established.

Key words: oxygen-converter process, cold modeling, high temperature modeling, blowing, velocity of phase movement.

For citation: Molchanov, L. S., Golub, T. S., & Semykin, S. I. (2024). Methodological aspects of analysis and interpretation of the results of physical modeling of the processes of interaction of gas jets with liquid phases of an oxygen-converter bath. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 232-252. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-232-252

Стаття надійшла до редакції збірника 01.11.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-253-264

УДК 621.184.244.66.669.184.235.083.133

С. І. Семикін[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-7365-2259
Т. С. Голуб[1], к.т.н., ORCID 0000-0001-9269-2953
С. О. Дудченко[1], к.т.н., ORCID 0000-0002-7319-9896
В. В. Вакульчук[1], к.т.н., ORCID 0000-0001-7887-2843
П. Г. Прокопенко[1], головний метролог

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ВИВЧЕННЯ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ ГЕНЕРУВАННЯ ОЗОНУ ПРИ ВИКОРИСТАННІ ВЕРХНЬОЇ КИСНЕВОЇ ФУРМИ ЗА РІЗНИХ ТЕХНОЛОГІЧНИХ УМОВ ПРОДУВКИ

Анотація. Киснево-конвертерний процес виплавки залізо-вуглецевого напівпродукту є важливим етапом виготовлення сталей різного сортаменту. Серцем цього процесу є верхня киснева продувка, що забезпечує переробку чавуну в сталь. Саме вона в більшій мірі відповідає за технологічні та якісні показники як самого процесу так і отриманого результату – рідкого металевого напівпродукту. Не дивлячись на достатній час існування процесу та різну глибину його дослідження, стрімкі зміни щодо технологічних та екологічних показників сучасності зумовлюють постійно високу актуальність розробок, які без значних капіталовкладень дозволять інтенсифікувати процес конвертування без втрати інших важливих технологічних показників. Серед таких є ідея використання озону як домішки до основного кисневого потоку, молекули якого є більш активними окисниками. В роботі відображені результати натурного фізичного стендового дослідження особливостей генерації озону високовольтним електричним розрядом кистьового типу при продуванні крізь верхню кисневу фурму з одним соплом в залежності від технологічних показників продувки: тиск продувного газу, вид ізоляції на електродах та довжина розрядного проміжку. За показник обрано продуктивність озону, яку визначали у визначеній точці кисневого струменя шляхом вимірювання його концентрації за допомогою спеціального газоаналізатора. Важливою особливістю є те, що розряд створювався безпосередньо на виході з продувної фурми для створення найбільшої кількості озону в потоці газу. Аналіз отриманих результатів досліджень дозволив встановити, що продуктивність генерації озону нелінійно залежить від тиску продувного газу та величини розрядного проміжку між електродами, що створюють високовольтний розряд. Максимуми відповідають тискові 0,15 МПа та довжині розрядного проміжку приблизно 3 калібри продувного сопла. Також кращими показниками щодо генерації озону володіє керамічна ізоляція, яка ймовірно додатково продукує

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

озон на своїй поверхні. Запропонований спосіб може бути використаний для активізації обмінних процесів при кисневому конвертуванні.

Ключові слова: озон, киснева продувка, газовий струмінь, високовольтний розряд, ізоляція.

Посилання для цитування: Вивчення закономірностей генерування озону при використанні верхньої кисневої фурми за різних технологічних умов продувки / С. І. Семикін, Т. С. Голуб, С. О. Дудченко, В. В. Вакульчук, П. Г. Прокопенко // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 253-264. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-253-264

Вступ. На сьогоднішній день киснево-конвертерний процес є єдиними економічно обґрунтованим способом масового виробництва конструкційного матеріалу звичайної якості – сталей різного сортаменту. Проте, наявні класичні методи продування ванни киснем через верхні фурми потребують подальшого вдосконалення і модернізації з метою забезпечення як постійно зростаючих потреб ресурсо-енергозбереження, так і дотримання все жорсткіших екологічних норм [1, 2]. Одним з перспективних шляхів досягнення поставлених задач може бути використання попередньої активізації продувного газу електричним розрядом з формуванням озону.

Метою проведеного дослідження було обґрунтування та розробка методу попередньої активізації кисневого потоку з утворенням озону у кількості, яка може бути ефективною при продувці металевої ванни киснем у конвертері.

Аналіз публікацій. Утворення озону відбувається за рахунок іонізації кисеньвмісного газу. У звичайному стані всі гази майже повністю складаються з нейтральних атомів або молекул. Наприклад, в кожному кубічному сантиметрі повітря міститься лише 0,000001% заряджених часток – йонів й електронів [3]. Такої малої частки електричнозаряджених часток, які здатні переносити заряди, недостатньо для виникнення скільки-небудь помітного електричного струму, адже електричний струм в газах обумовлений спрямованим переміщенням достатньої кількості йонів чи електронів в напрямку поля. При цьому на відміну від розчинів іонізація газів не обов'язково пов'язана з електролітичною дисоціацією молекул. Відомо, що навіть такі гази, як гелій, неон, аргон, молекули яких складаються всього з одного атома, можуть бути іонізовані і в іонізованому стані вони набувають електропровідності [4]. Іонізація газу полягає у відщепленні електрона від нейтральної молекули і в приєднанні деякої частини вільних електронів до нейтральних молекул та атомів [3-10]. Молекула, від якої відірвано один з периферичних електронів, стає позитивним

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

йоном. У кисні, наприклад, електрон, що відокремився від молекули, при зустрічі з іншою нейтральною молекулою з'єднується з нею, перетворюючи її в електронегативний йон. Газоподібні речовини з зазначеною особливістю електрохімічної поведінки молекул відносять до хімічних речовин молекули яких мають певну спорідненість до електрону. Це означає, що приєднання електрона до нейтральної молекули призводить в подібних випадках до такої перебудови електронної оболонки молекули, що в результаті енергія молекули, яка захопила зайвий електрон, виявляється менше енергії нейтральної молекули на деяку величину, яку і називають енергією спорідненості до електрону. Встановлено, що при певних умовах утворюються негативно заряджені газові йони: H^-, O^-, O_2^-, OH^-, H_2O^- та ін. [3, 11]. Проте, кількість утворених негативних йонів зазвичай невелика. В інертних газах - в аргоні, неоні, гелії, криптоні, ксеноні - і в азоті негативні йони не виникають. При утворенні електричного розряду в газах значно більшу роль відіграють позитивні газові йони. Так, в повітрі утворюються позитивні йони O^+, O_2^+, N^+,N_2^+, NO^+. Щоб від'єднати електрон від нейтральної молекули або атома і перетворити їх, таким чином, в позитивний йон, необхідно витратити певну енергію, яку називають енергією іонізації. Для кисню, наприклад, вона складає 12,5 еВ [12, 13].

Щоб газ став електропровідним, в ньому необхідно створити велику кількість вільних заряджених частинок, перетворивши нейтральні молекули (атоми) в йони. Це можна зробити двома шляхами: «зовнішнім», коли заряджені частинки створюються дією якого-небудь зовнішнього джерела (його називають іонізатором) – несамостійний розряд, або «внутрішнім», коли вони створюються в газі дією того ж самого електричного поля, яке потім приведе їх в рух і створить електричний струм – самостійний розряд. Напруга, при якій виникає самостійний розряд, називається напругою пробою (потенціал іонізації).

Інтенсивна іонізація молекул або атомів може відбуватися з різних причин: вплив сильного електричного поля; вплив високої температури; вплив радіоактивного або ультрафіолетового випромінювання. Залежно від виду газу, тиску, температури, а також від напруги між електродами, що знаходяться в газі, можуть виникати різні види розряду [9-11]. Наприклад, іонізація в полум'ї, наявність якого є безумовною під час кисневого конвертування. В зв'язку з хімічними процесами в ньому навіть при невисокій температурі відбувається істотна іонізація газу [12, 13]. Експериментально встановлено, що в полум'ї існує поділ зарядів, причому позитивний об'ємний заряд зосереджений в реакційній зоні (у фронті полум'я), а негативний - в передполум'яній зоні [14, 15]. Носіями

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

негативного заряду в полум'ї є електрони і негативні йони. Отже, встановлено, що максимум іонізації відповідає фронту полум'я, де протікають хімічні процеси, причому концентрація заряджених частинок різко падає після виходу в зону продуктів згоряння, хоча в цій зоні і спостерігається максимальна температура.

Найважливішими типами електричного розряду є: іскровий розряд і його потужний різновид – блискавка, тихий розряд, тліючий розряд, коронний, дуговий розряд [6-11, 16]. Іскровий розряд виникає при високій напрузі (кілька кіловольт) при тиску близькому до атмосферного. При цьому виникає «канал» сильно іонізованого газу, за яким і поширюється струм. Навіть при постійній напрузі на електродах іскровий розряд переривчастий. Темний (або тихий) розряд є несамостійним й характеризується густиною струму порядку мікроампер на квадратний сантиметр та дуже малою щільністю об'ємних зарядів. Коронний розряд (чи, як частий його випадок – кистьовий розряд) самостійний і виникає, якщо тиск газу близький до атмосферного, і є сильне неоднорідне електричне поле. Він може існувати поблизу загострених частин провідників, підключених до високовольтних джерел струму. Тліючий розряд виникає, якщо тиск газу низький (від сотих часток до декількох мм.рт.ст.) і напруга на електродах порядку декількох сотень вольт. Він являє собою слабке світіння газу, помітне лише в темному приміщенні або в темний час доби. Причиною іонізації газу в тліючому розряді є ударна іонізація і вибивання електронів з катода позитивними іонами. Дуговий розряд виникає, якщо металеві або вугільні електроди, які приєднані до полюсів джерела постійної напруги, спочатку з'єднати, а потім розвести на невелику відстань. При досить великий напруженості поля між електродами з'являється дуга, що світиться від розжареного і тому високоіонізованого газу.

На рисунку 1 представлена характерна для всіх газів діаграма розподілу ділянок: тихого (несамостійного) розряду, тліючого розряду і дугового розряду [6-8]. По осі ординат в цій діаграмі відкладені величини щільності струму, а по осі абсцис - відношення тиску газу до напруженості електричного поля. Зрозуміло, що коли є певна постійна відстань між електродами і певна незмінна щільність газу, то щільність струму і характер розряду будуть повністю залежати від напруги між електродами.

Метою роботи було обрано створення озону, а найчастіше для цього використовують спосіб іонізації газового потоку високовольтним розрядом зі створенням коронного чи кистьового розряду [16-20]. Це обумовлено значною простотою їх реалізації та експлуатації обладнання, можливістю широкого регулювання параметрів іонізації

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

потоку, стабільністю і надійністю в роботі. Тому надалі для проведення досліджень було обрано варіант розряду – високовольтний кистьовий.



Рисунок 1 – Залежність типу розряду від щільності току та тиску газу.

Методика дослідження. Для проведення серії дослідів з фізичного моделювання продувки активізованими газовими потоками на дослідній ділянці ІЧМ був зібраний експериментальний стенд, схема якого представлена на рисунку 2. Основним елементом розробленого стенду була киснева фурма для верхньої продувки, яку було оснащено ізольованим електродом та пристроєм створення високовольтного кистьового розряду на виході з фурми. У зв'язку із високою токсичністю великої кількості озону фурма була герметично приєднана до прозорої ємності 25 л, в якій був розміщений пробовідбірник пристрою вимірювання озону Циклон 5-21 з робочим діапазоном значень 0 -100 мг/м^3, обладнаний порційним насосом.

Продувку здійснювали крізь сопло діаметром 2,5·10^{-3} м киснем чистотою 99,4% при тиску до 0,2 МПа. Високовольтне джерело, що створювало електричний розряд мало напругу 25-30 кВ та частоту проходження імпульсів в діапазоні 150-300 Гц. В рамках кожного з проведених дослідів, при інших незмінних параметрах, встановлювали одну з чотирьох величин тиску кисню перед соплом (0,05; 0,1; 0,15; і 0,2 МПа), а в ході досліду контролювали концентрацію озону по вісі струменя у встановленій контрольній точці на відстані 10 калібрів еквівалентного діаметра сопла від зрізу наконечника фурми. В роботі також було досліджено вплив довжини розрядного проміжку (відстані між електродами, що створюють розряд) й двох типів ізоляції на електроді: фторопластової і корундово-керамічної, на величину концентрації озону в контрольній точці. Для кожного досліду було проведено по три виміри.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



Рисунок 2 – Фото стенду дослідження високовольтної активізації газового струменя: 1 - фурма; 2 - високовольтне джерело струму; 3 - прозора ємність; 4 - балон з киснем, обладнаний редуктором; 5 - прилад Циклон-5-21 для виміру рівня озону, 6 - персональний комп'ютер для безперервної реєстрації показників, 7 - прилади для реєстрації показників продувки

Результати досліджень. Результати вимірювань концентрації озону, що генерується дослідною фурмою по ходу експерименту в газовій суміші, були усереднені в межах конкретних дослідів й наведені на рисунку 3 у перерахунку на продуктивність по озону. По-перше, відмічено, що ізоляція на електроді має вплив на продуктивність озону: вищі результати спостерігалися при наявності корундово-керамічної ізоляції від 20-60% до декількох разів при максимальному розрядному проміжку. Встановлений ефект, ймовірно, пов'язаний з відомим явищем додаткового формування озону на поверхні керамічного діелектрика, що виступає в ролі каталізатора процесу злиття атомів в молекулу озону в результаті електричної активізації атомів кисню при підведенні високовольтного потенціалу. Крім того такий тип ізоляції також відрізняється більшою температуростійкістю, проте значно нижчими показниками міцності, ніж фторопластова ізоляція. Також узагальнені результати свідчать про те, що зі збільшенням тиску продувного газу в проаналізованому діапазоні наявний максимум, характерний для практично всіх дослідних варіантів при 0,15 МПа. Подальше збільшення тиску продувного газу приводить до зниження продуктивності генерації озону, що, вірогідно, пов'язано як з ефектом «здування» розряду струменем газу, так і з підвищеною швидкістю проходження молекул газу, які, мабуть, не встигають розділитися на заряджені частинки.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

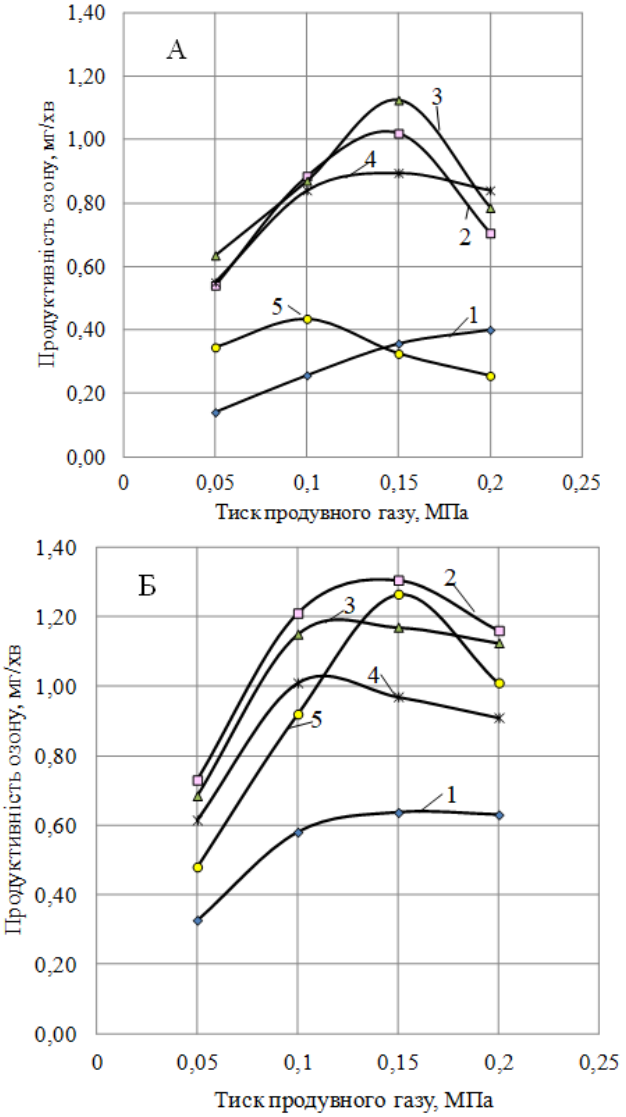


Рисунок 3 – Залежність продуктивності озону від тиску продувного газу та довжини розрядного проміжку за умов фторопластової ізоляції А та корундово-керамічної Б за різних довжин розряду: 1 – 0 калібрів, 2 – 2 калібри, 3 – 3 калібри, 4 – 4 калібри, 5 – 5 калібрів

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

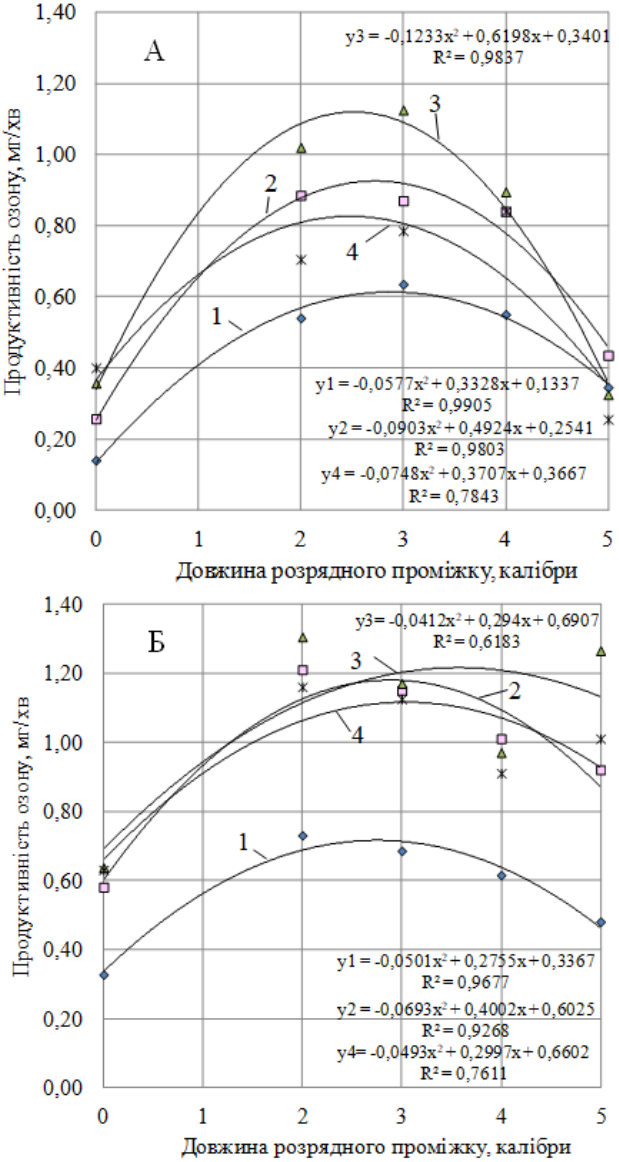


Рисунок 4 – Вплив довжини розрядного проміжку на продуктивність по озону для умов фторопластового ізолятору А та корундово-керамічного Б при тиску продувного газу: 1 – 0,05МПа, 2 – 0,1 МПа, 3 – 0,15 МПа, 4 – 0,2 МПа

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Не менш важливим є висновок, що зі збільшенням розрядного проміжку ефективність утворення озону підвищується не лінійно й по різному для двох типів ізоляції (рис. 4). В групі продувок при використанні корундово-керамічної ізоляції кращі результати відмічені при довжині розрядного проміжку 2 калібри, а при фторопластовій ізоляції при довжині розрядного проміжку 2 - 3 калібри. Це, ймовірно, пов'язано з тим, що надто довгий проміжок знижує як стабільність розряду так і кількість розрядів за одиницю часу, які формуються між електродами. А відсутність проміжку обумовлює занадто малу іскру розряду, яка охоплює зовсім невелику частку потоку кисню для його активізації.

Висновки

Результати проведеного фізичного стендового дослідження щодо моделювання активізації газового потоку шляхом подачі високовольтного розряду (25-30 кВ з частотою 150-300 Гц) на виході з фурми при різному типові ізоляції електродів та довжини розрядного проміжку, який забезпечує активізацію молекул кисню, дозволили встановити наступні рекомендації для досягнення кращих показників отриманого рівня озону в кисневому потоці:

1) Зі збільшенням тиску продувного газу показник виходу по озону підвищується нелінійно з наявністю максимуму при 0,15 МПа, що пов'язано з впливом структурних змін в кисневому струмені, які відбуваються з ростом тиску.

2) Зі збільшенням розрядного проміжку ефективність утворення озону підвищується теж нелінійно з наявністю оптимуму на відстані близько 3 калібрів.

3) Рівень продуктивності озону залежить від типу ізоляції електродів: кращим є використання керамічної ізоляції.

Перелік посилань

1. Cappel J., Ahrenhold F., Egger M. W., Hiebler H. and Schenk J. 70 Years of LD-Steelmaking – Quo Vadis? Metals. 2022. Vol. 12. P. 912 - 936

2. Lv M., Chen S., Yang L., Wei G. Research Progress on Injection Technology in Converter Steelmaking Process. Metals. 2022. Vol. 12, No. 11. P. 1918-1934

3. Von Engel A. Ionized gases. 2nd ed. New York, N. Y: American Institute of Physics. 1994. 281 p.

4. Chubb D. L. Ionizing Shock Structure in a Monatomic Gas. Phys. Fluids. 1968. vol.11. P. 2363–2376

5. Shuler K. E. Ionization in High-Temperature Gases. 1st Edition, 1963. 424 p.

6. Lieberman A. and Lichtenberg A. Principles of plasma discharge and materials processing. New York: John Wiley & Sons. 1994. 600 p.

7. Курбанисмаилов В. С., Омаров О. А., Ашурбеков Н. А. Физика газового разряда. Учебное пособие. Махачкала : ИПЦ ДГУ, 2001. 114 с.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

8. Treumann R. A., Klos Z., Parrot M. Physics of electric discharges in atmospheric gases: an informal introduction. Space Science Reviews. 2008. Vol. 137. No. 1-4. P. 133-148

9. Stephenson J. D. An experimental study of electrical discharge in gases at normal temperatures and pressures. Proc. Phys. Soc. 1933. Vol. 45. P. 20

10. Lee F. W., Kurrelmeyer B. A Study of direct-current corona in various gases. Journal of the AIEE Physics. 2009. Vol. XLIV. P. 184- 192

11. Kossyi I. et all Kinetic scheme of the non-equilibrium discharge in nitrogen oxygen mixtures. Plasma Sources Science and Technology. 1992. Vol. 1. P. 207-220

12. Calcote H. F. Mechanisms for the formation of ions in flames. Combustion and Flame. 1957. Vol. 1. Iss. 4. P. 385-403.

13. Blades A. T. Ion formation in hydrocarbon flames. Canadian Journal of Chemistry. 2011. Vol. 54, No. 18. P. 2919-2924

14. Maa Y., Lia T., Yana J., Wanga X., Gaoa J., Sunb Z. A comprehensive review of the influence of electric field on flame characteristics. Preprints. 2020. 2020100454

15. P. Gillon, V. Gilard, M. Idir, B. Sarh, Electric field influence on the stability and the soot particles emission of a laminar diffusion flame. Combustion Science and Technology. 2018. Vol. 191. No. 2. P. 325-338

16. Генис А. А., Гориштейн И. Л., Пугач А. Б. Приборы тлеющего разряда, Киев : Техніка. 1970. С. 92-93, 150-151

17. Yehia A. and Mizuno A. Ozone generation by negative direct current corona discharges in dry air fed coaxial wire-cylinder reactors. Journal of applied physics. 2013. Vol. 113. Iss. 18. P. 183301

18. Buntat Z., Smith I., Razali N. A. M. Ozone generation using atmospheric pressure glow discharge in air. Journal of Physics D: Applied Physics. 2009. Vol. 42. P. 235202,

19. Skalny J. D., Matejcik S., Mikoviny T., Eden S. and Mason N. J. Ozone generation in a negative corona discharge fed with N_2O and O_2. Journal of Physics D: Applied Physics. 2004. Vol. 37. P. 1052–1057

20. Chen J. and Davidson J. Ozone production in the positive dc corona discharge: Model and comparison to experiments. Plasma Chemistry and Plasma Processing. 2002. Vol. 22. P. 495- 522

References

1. Cappel, J., Ahrenhold, F., Egger, M. W., Hiebler, H. & Schenk J. (2022). 70 Years of LD-Steelmaking – Quo Vadis? *Metals*, 12, 912 - 936

2. Lv, M., Chen, S., Yang, L., & Wei, G. (2022). Research progress on injection technology in converter steelmaking process. *Metals*, 12(11), 1918-1934

3. Von Engel, A. (1994). *Ionized gases*. 2nd ed. New York, American Institute of Physics

4. Chubb, D. L. (1968). Ionizing shock structure in a monatomic gas. *Phys. Fluids*, 11, 2363–2376

5. Shuler, K. E. (1963). *Ionization in high-temperature gases*. 1st Edition. 424 p.

6. Lieberman, A. & Lichtenberg, A. (1994). *Principles of plasma discharge and materials processing*. John Wiley & Sons

7. Kurbanismailov, V. S., Omarov, O. A., & Ashurbekov, N. A. (2001). *Fizika*

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

gazovogo razriada [Physics of gas discharge]. Makhachkala, IPC SU

8. Treumann, R. A., Klos, Z., & Parrot, M. (2008). Physics of electric discharges in atmospheric gases: an informal introduction. *Space Science Reviews*, 137(1-4), 133-148

9. Stephenson, J. D. (1933). An experimental study of electrical discharge in gases at normal temperatures and pressures. *Proc. Phys. Soc.*, 45, 20

10. Lee, F. W., & Kurrelmeyer, B. (2009). A Study of direct-current corona in various gases. *Journal of the AIEE Physics*, XLIV, 184-192

11. Kossyi, I. et all (1992). Kinetic scheme of the non-equilibrium discharge in nitrogen oxygen mixtures. *Plasma Sources Science and Technology*, 1, 207-220

12. Calcote, H. F. (1957). Mechanisms for the formation of ions in flames. *Combustion and Flame*, 1(4), 385-403

13. Blades, A. T. (2011). Ion formation in hydrocarbon flames. *Canadian Journal of Chemistry*, 54(18), 2919-2924

14. Maa, Y., Lia, T., Yana, J., Wanga, X., Gaoa, J., & Sunb, Z. (2020). A comprehensive review of the influence of electric field on flame characteristics. Preprints. 2020100454.

15. Gillon, P., Gilard, V., Idir, M., & Sarh, B. (2018). Electric field influence on the stability and the soot particles emission of a laminar diffusion flame. *Combustion Science and Technology*, 191(2), 325-338

16. Geneis, A. A., Gorishtein, I. L., & Pugach, A. B. (1970). *Pribory tleushchego razriada* [Glow discharge devices]. Technika. pp. 92-93, 150-151

17. Yehia, A. & Mizuno, A. (2013). Ozone generation by negative direct current corona discharges in dry air fed coaxial wire-cylinder reactors. *Journal of applied physics*, 113(18), 183301

18. Buntat, Z., Smith, I., & Razali, N. A. M. (2009). Ozone generation using atmospheric pressure glow discharge in air. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 42, 235202

19. Skalny, J. D., Matejcik, S., Mikoviny, T., Eden, S. & Mason, N. J. (2004). Ozone generation in a negative corona discharge fed with N_2O and O_2. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 37, 1052–1057

20. Chen, J. & Davidson, J. (2002). Ozone production in the positive dc corona discharge: Model and comparison to experiments. *Plasma Chemistry and Plasma Processing*, 22, 495- 522

S. I. Semykin[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-7365-2259
T. S. Golub[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9269-2953
S. O. Dudchenko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-7319-9896
V. V. Vakulchuk[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7887-2843
P. H. Prokopenko[1], Chief Metrologist

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

STUDY OF THE PATTERNS OF OZONE GENERATION USING THE TOP OXYGEN LANCE UNDER VARIOUS TECHNOLOGICAL BLOWING CONDITIONS

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Abstract. The basic oxygen furnace process of smelting iron-carbon intermediate product is an important stage in the production of steels of various grades. The heart of this process is the top oxygen blowing, which ensures the processing of cast iron into steel. It is largely responsible for the technological and quality indicators of both the process itself and the result - the liquid metal intermediate product. Despite the sufficient time of existence of the process and the different depth of its research, rapid changes in technological and environmental indicators of modernity determine the constantly high relevance of developments that, without significant capital investments, will allow to intensify the converting process without losing other important technological indicators. Among these is the idea of using ozone as an admixture to the main oxygen flow, the molecules of which are more active oxidants. The paper presents the results of a full-scale physical bench study of the features of ozone generation by a high-voltage brush-type electric discharge when blowing through the top oxygen lance with one nozzle depending on the technological parameters of the blowout: the pressure of the blowout gas, the type of insulation on the electrodes, and the length of the discharge gap. The ozone productivity was chosen as the indicator, which was determined at a certain point of the oxygen jet by measuring its concentration using a special gas analyzer. An important feature is that the discharge was created directly at the outlet of the blowout lance to create the largest amount of ozone in the gas flow. Analysis of the obtained research results allowed us to establish that the ozone generation productivity nonlinearly depends on the pressure of the blowout gas and the size of the discharge gap between the electrodes that create the high-voltage discharge. The maxima correspond to a pressure of 0.15 MPa and a discharge gap length of approximately 3 calibers of the blowout nozzle. Also, ceramic insulation has the best ozone generation performance, that probably additionally produces ozone on its surface. The proposed method can be used to activate exchange processes during basic oxygen furnace process.

Key words: ozone, oxygen blowing, gas jet, high-voltage discharge, insulation.

For citation: Semykin, S. I., Golub, T. S., Dudchenko, S. O., Vakulchuk, V. V., & Prokopenko, P. H. (2024). Study of the patterns of ozone generation using the top oxygen lance under various technological blowing conditions. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 253-264. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-253-264

Стаття надійшла до редакції збірника 22.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-265-281
УДК 669.02/09:669.18.046.518.083.133

Д. М. Тогобицька[1], д.т.н., проф., пров.н.с., ORCID 0000-0001-6413-4823
А. І. Бєлькова[1], к.т.н., ст.н.с., ORCID 0000-0001-8519-9351
Д. О. Степаненко[1], к.т.н., зав. відділом, ORCID 0000-0001-5913-2284
І. Р. Поворотня[1], к.т.н., н.с., ORCID 0000-0001-5872-7403
С. В. Греков[1], н.с., ORCID 0000-0003-2849-0999

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ВИБІР КРИТЕРІЇВ ТА РОЗРОБКА МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ПРОГНОЗУВАННЯ КОЕФІЦІЄНТІВ РОЗПОДІЛУ ЕЛЕМЕНТІВ В СИСТЕМІ «МЕТАЛ-ШЛАК» ПРИ ОБРОБЦІ СТАЛІ НА УКП

Анотація. Представлені основні засади розробленої методики прогнозування коефіцієнтів розподілу сірки, кремнію, марганцю та алюмінію між кінцевими продуктами після ковшової доводки сталі на основі концепції спрямованого хімічного зв'язку та аналітичного апарату аналізу багатовимірних даних. Виконано оцінку взаємозв'язків показників системи «метал-шлак» до та після доведення сталі відповідними добавками на установці ківш-піч за даними марок сталі SAE1006. Обґрунтована інформативність та застосування параметрів міжатомної взаємодії, які характеризують хімічний склад сталі, шлаку та добавок, та показників технологічного режиму у якості модельних параметрів прогнозних моделей для розрахунку коефіцієнтів розподілу елементів домішкової (S, P) та матричної (Mn, Si) підсистем металевої системи при позапічній обробці сталі. Здійснено генерацію структури комплексних показників систем «метал-шлак» та «метал-добавки» з урахуванням їх хімічного складу та фізико-хімічних властивостей з використанням математичного апарату узагальненої функції бажаності Харрінгтона, що дозволяє різнорозмірні показники «згорнути» у єдиний узагальнений показник. Розроблено прогнозні моделі для розрахунку коефіцієнтів розподілу елементів з використанням комплексних показників у вигляді $L_{ел} = A \cdot F_{ms}^{\alpha_1} \cdot F_{md}^{\alpha_2} \cdot F_t^{\alpha_3}$, де F_{ms}, F_{md}, F_t – комплексні показники відповідно систем «метал-шлак», «метал-добавки» та технологічного режиму плавки; A, α_1, α_2, α_3 - коефіцієнти рівнянь, які визначаються для конкретної марки сталі. Запропонований підхід відрізняється від традиційних методів розглядання коефіцієнтів розподілу елементів шихти як постійних величин та закладає передумови для розробки алгоритму прогнозування та направленого формування хімічного складу кінцевих розплавів з урахуванням початкового складу металу та шлаку, які подаються в ківш, та вибору оптимального складу

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

шлакових сумішей, легуючих і мікролегуючих добавок.

Ключові слова: система «метал-шлак», параметри міжатомної взаємодії в розплавах, коефіцієнти розподілу сірки, кремнію, марганцю та алюмінію, комплексні показники систем «метал-шлак» та «метал-добавки», функція бажаності.

Посилання для цитування: Вибір критеріїв та розробка моделей для прогнозування коефіцієнтів розподілу елементів в системі «метал-шлак» при обробці сталі на УКП / Д. М. Тогобицька, А. І. Бєлькова, Д. О. Степаненко, І. Р. Поворотня, С. В. Греков // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 265-281. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-265-281

Вступ. В даний час найбільш поширеною технологією при виробництві конкурентних марок сталі відповідального призначення в умовах сучасного металургійного заводу є технологія десульфурації та модифікації сталі з використанням установки ківш-піч (УКП). Вона дозволяє отримувати низькосірчисті сталі з вузькими межами за хімічним складом, які мають високий ступінь рафінування та очищення від неметалевих включень, що вкрай складно або неможливо в альтернативних сталеплавильних переділах.

Прогнозування та моделювання інформативних показників процесу доводки сталі за рахунок достовірної інформації щодо властивостей усіх учасників міжфазних взаємодій (метал, шлак, добавки, шлакоутворюючі суміші) у значній мірі наближає виробників до раціоналізації використання добавок та підвищення ступеню засвоєння провідних елементів з добавок, а також є перспективним способом підвищення фізико-хімічних, теплофізичних і експлуатаційних властивостей спеціальних сталей.

У зв'язку з цим для підвищення ефективності процесів рафінування та доводки сталі на УКП важливою є задача розробки методів прогнозування показників хімічного складу кінцевих продуктів плавки, які значною мірою визначаються результатами процесів фізико-хімічної взаємодії в системі «метал-шлак». Взаємодію розплавленого металу і шлаку можна характеризувати як іонообмінний процес елементів єдиної фізико-хімічної системи, результати якого традиційно визначають за допомогою коефіцієнтів міжфазного розподілу дифундуючих елементів.

Метою роботи є вибір критеріїв та розробка моделей прогнозування коефіцієнтів розподілу основних елементів в системі метал-шлак при обробці сталі на УКП з використанням параметрів міжатомної взаємодії в розплавах та показників технологічного режиму.

Стан питання. В Інституті чорної металургії НАНУ накопичений

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

досвід моделювання фізико-хімічних властивостей сталей та феросплавів на рівні міжатомної взаємодії, а також процесів розподілу елементів в системі «метал-шлак» для відновлювальних умов плавки [1-4] з використанням комплексних показників завантажувальних в плавильний агрегат матеріалів та технології виплавки металу.

Моделювання властивостей розплавів здійснюється на засадах концепції спрямованого хімічного зв'язку, принципова особливість якої полягає у розгляді розплаву як хімічно єдиної системи на відміну від механічної суміші хімічних елементів, та впровадженні інтегральних параметрів міжатомної взаємодії у нерозривному ланцюгові «склад – технологія – структура – властивості» [1-3]. Структурний стан та реакційна здатність розплавів виражаються за допомогою інтегральних параметрів: Z^Y – параметр зарядового стану металевої системи, е; d – середньозважена між'ядерна відстань, 10^{-1}нм; tgα – константа для кожного елементу, яка характеризує градієнт зміни радіусу іона при зміні його заряду; ρl – спрямована зарядова щільність, е/нм. В наслідок виявлення вагомих параметрів впливу розроблені прогнозні моделі у вигляді Властивість= f(d, Z^Y, ρl, tg α) для розрахунку температур плавлення сталей і важливих фізико-хімічних властивостей феросплавів, саме: температури плавлення та кристалізації ($T_{пл}$, $T_{ліквідус}$, $T_{солідус}$, °С), щільності (D, кг/м^3, ρ, г/см^3) і теплофізичних характеристик (теплопровідність - λ, Вт/м·К; теплоємність – С, Дж/кг·К; теплота плавлення – $Q_{пл}$, кДж/кг; питомий електроопір – ρ, мОм×м ; тимчасовий опір – σ, МПа).

Наприклад, для розрахунку температури плавлення сталей (модель 1) та феросплавів (феросиліцій та феромарганець – модель 2) розроблено наступні моделі:

$$T_{лік}, ºC = 10^3 \times (2{,}994 + 0{,}176\, Z^Y - 0{,}476\rho l),\ R^2 = 0{,}94 \quad (1)$$

$$T_{пл} = 972 - 850{,}4Z^Y + 1689{,}99\rho l - 54658{,}5\ tg\alpha,\ R^2 = 0{,}88 \quad (2)$$

Відмінністю розробленого нами підходу до розрахунку кінцевого складу металу та шлаку доменної плавки на основі використання комплексних показників завантажувальної шихти й технології від відомих підходів є саме прогнозування коефіцієнтів розподілу елементів як змінних, а не постійних величин залежно від конкретних сировинних і технологічних умов [4]. Цей підхід дає можливість оцінювати прогнозні показники кінцевих розплавів та виконувати на цій основі аналіз технологічної ситуації і прийняти рішення щодо корегування вхідних показників плавки. В наступному програмна реалізація прогнозних моделей в автоматизованих системах

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

управління технологічним процесом (АСУТП) дозволить одержати адекватні числові значення ступеню засвоєння добавок (що реально відображають процес розподілу та взаємодії), на відміну від тих, що часто використовуються зараз у промисловій практиці.

Основні результати досліджень. На початковому етапі досліджень виконано оцінку взаємозв'язків показників системи метал-шлак до та після доведення сталі відповідними добавками на установці ківш-піч за даними марок сталі SAE1006 та 40Х. Зокрема, досліджено дані хімічного складу сталі SAE1006, одержаної у двох різних часових періодах за 2021 рік (340 плавок – 1 вибірка) та 2019-2021 рік (600 плавок – 2 вибірка). Для проведення аналізу системи «метал-шлак» до та після обробки сталі на УКП розраховано основні параметри електронної структури металевих та шлакових розплавів - хімічний еквівалент складу металу Z^y (е) та шлаку Δе (е), середньостатистична відстань між атомами d (10^{-1} нм) та показник стехіометрії шлаку ρ, що визначається відношенням числа катіонів до числа аніонів [1] (табл. 1, 2). Також за наведеними вище моделями (1-2) розраховані температури плавлення сталі та основних добавок (феросплавів FeSi65 та FeMn) (табл. 3).

Формування кінцевих продуктів доведення сталі на УКП здійснюється в результаті взаємодії металевої та шлакової систем, що надійшли після первинного доведення сталі до УКП, а також їх модифікації в результаті розкислення та легування металу в ковші додатковими різними добавками (феросплави, шлакоутворювальні суміші та ін.) для отримання легованої та кондиційної за ТУ марки сталі. При цьому відбувається активна десульфурація сталі завдяки формуванню високоосновних і малозалізистих шлаків, для чого на практиці вводять добавки, що підвищують вміст CaO (флюси) і знижують його в'язкість (Al_2O_3, CaF_2, MnO та ін.).

Взагалі, на установці ківш-піч окрім десульфурації проходять багато іонообмінних процесів між компонентами фізико-хімічної системи метал-шлак, результати яких відображають коефіцієнти міжфазного розподілу елементів, які є основними термодинамічними параметрами, що визначають ефективність і ступінь завершеності процесів легування та рафінування сталі.

Досліджено коефіцієнти розподілу сірки, кремнію, марганцю, фосфору та алюмінію між металом та шлаком за даними їх кінцевого хімічного складу після доведення сталі на УКП. Ефективність перебігу процесів міжфазного розподілу цих елементів залежить від багатьох факторів, серед яких особливо глибокий вплив надають результати фізико-хімічної взаємодії в системі «метал-шлак», які можна оцінити за

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

допомогою інтегральних параметрів: Z^Y для металу, Δe і ρ для шлаку.

Додатковий вплив на кінцевий вміст вказаних елементів в готовій сталі процесів розкислення, легування та рафінування було оцінено з використанням показників фізико-хімічних властивостей добавок феросплавів та шлакоутворюючої суміші, а також технологічних параметрів доведення сталі на УКП.

Зокрема, був розрахований температурний показник стану розплавів у ковші по відношенню до температури плавлення феросплаву (феросиліція або феромарганцю) до температури ліквідус сталі до її обробки на УКП. Чим ближче значення зазначених температур і як наслідок менше їх відношення, тим ефективніше відбуватимуться процеси взаємодії компонентів у системі метал-добавка. Для обліку впливу флюсуючих добавок на процес десульфурації в ковші розрахована основність шлакоутворюючої суміші, що включає вапняк та плавиковий шпат. Ефективність технологічного режиму зазвичай оцінюють інтегральним показником інтенсивністю продування, рівним відношенню сумарної витрати аргону на тривалість продувки (табл. 3).

Аналіз впливу зазначених показників на коефіцієнт розподілу сірки між металом та шлаком після доведення сталі на УКП за даними марки сталі першої вибірки виявив суттєвий вплив наступних показників: інтегральних показників хімічного складу металу та шлаку до УКП (рис. 1), температурного показника стану системи «метал-добавка», основності шлакоутворюючої суміші та інтенсивності продування. Також кінцевий вміст сірки сталі після її обробки на УКП істотною мірою визначається початковим вмістом сірки сталі до УКП, що необхідно враховувати при моделюванні міжфазного коефіцієнта розподілу сірки. Тим більше, що на практиці для забезпечення ефективності процесу десульфурації на УКП вводять флюси, що підвищують CaO та основність у кінцевому шлаку, орієнтуючись на початковий вміст сірки в сталі (рис. 2 (а)). Між традиційним показником ступеню десульфурації сталі по видаленій сірці і кінцевим коефіцієнтом міжфазного розподілу сірки виявлено значний зв'язок, що цілком логічно підтверджує значний внесок іонообмінних процесів взаємодії компонентів в системі метал-шлак в процес видалення сірки зі сталі (рис. 2 (б)).

Таким чином, аналіз промислових даних сталі SAE1006 показав, що на коефіцієнт розподілу сірки між кінцевими продуктами плавки після доведення сталі на УКП впливають три групи основних факторів: система «метал-шлак», система «метал-добавки» та технологічний режим.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 1 - Показники хімічного складу сталі SAE1006 до і після її обробки на УКП та інтегральні показники складу

№ Плавки		Хімічний склад сталі, %																Хімічний еквівалент складу Z^{Y}, е	Між' ядерна відстань, d, 10^{-1} нм	Температура ліквідус, Тпл, °С
		C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Al	Ti	Zr	V	Mo	Nb	As	Ca			
1	до УКП	0,049	0,38	0,078	0,064	0,017	0,021	0,017	0,028	0,003	0,005	0,005	0,0050	0,0100	0,0100	0,0050	0,00001	1,1580	2,8165	1531,6
	після	0,058	0,41	0,130	0,008	0,017	0,021	0,023	0,029	0,003	0,001	0,005	0,0017	0,0100	0,0012	0,0020	0,0017	1,1592	2,8136	
2	до УКП	0,051	0,26	0,015	0,022	0,010	0,046	0,031	0,053	0,006	0,005	0,005	0,0050	0,0100	0,0100	0,0050	0,00001	1,1523	2,8183	1531,6
	після	0,067	0,30	0,036	0,003	0,009	0,049	0,032	0,055	0,004	0,001	0,005	0,0011	0,0099	0,0010	0,0027	0,0034	1,1541	2,8149	
3	до УКП	0,060	0,27	0,081	0,053	0,014	0,022	0,026	0,037	0,009	0,005	0,005	0,0050	0,0100	0,0100	0,0050	0,00001	1,1562	2,8143	1530,4
	після	0,077	0,38	0,111	0,008	0,015	0,030	0,027	0,040	0,003	0,001	0,005	0,0011	0,0100	0,0010	0,0019	0,0016	1,1598	2,8109	

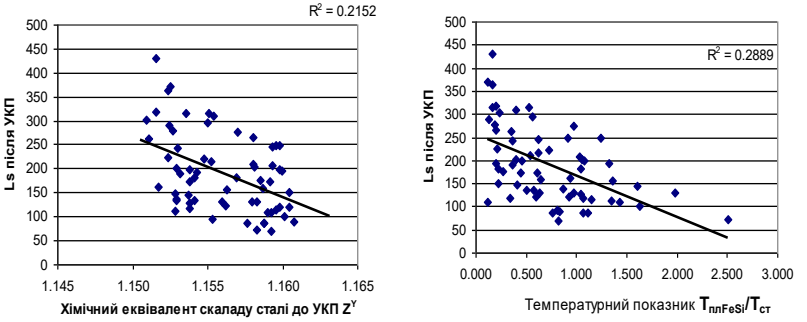
Таблиця 2 - Показники хімічного складу шлаку та інтегральні показники

№ Плавки		Хімічний склад шлаку, %									Основність CaO/SiO_2	Хімічн. еквівалент Δe, е	Стехіометрія ρ	Коефіцієнти розподілу				
		CaO	SiO_2	MgO	FeO	Al_2O_3	P_2O5	Fe_2O_3	MnO	S				Ls	Lsi	Lmn	Lp	Lal
1	до УКП	46,2	15,7	9,0	8,0	12,3	0,53	3,40	1,71	0,90	2,94	-2,327	0,808	14,02	201,28	4,43	31,1	4100
	після	57,8	25,0	9,8	0,9	2,9	0,10	0,05	0,32	1,05	2,31	-1,979	0,801	131,25	192,31	0,77	5,8	966
2	до УКП	43,5	16,3	6,0	10,0	14,4	0,42	4,28	2,55	0,15	2,67	-2,429	0,793	6,94	1086,6	9,48	44,2	2400
	після	56,2	22,4	7,9	1,0	7,0	0,10	0,11	1,72	1,09	2,51	-1,942	0,801	363,33	622,22	5,70	11,1	1760
3	до УКП	43,9	11,7	9,3	5,6	24,3	0,26	2,23	1,82	0,43	3,75	-2,033	0,801	8,05	144,44	6,55	18,0	2700
	після	61,9	22,5	9,0	1,0	2,3	0,10	0,09	0,28	0,98	2,75	-1,820	0,818	122,50	202,70	0,72	6,6	770

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

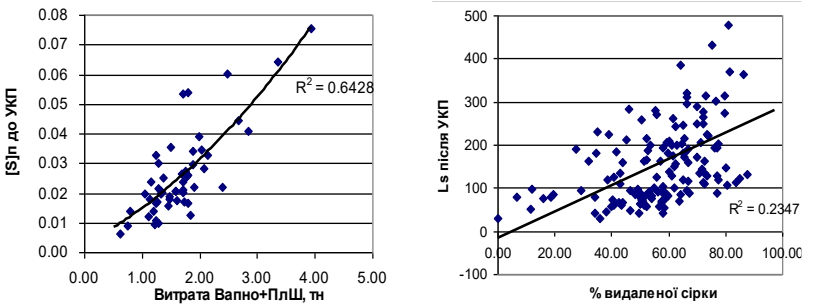
Таблиця 3- Показники добавок, використаних при обробці сталі на УКП

№ Плавки	Витрата, тн				$T_{плFeSi}/T_{плСталі}$	$T_{плFeMn}/T_{плСталі}$	Основність ШУС CaO/SiO_2	Тривалість прод-и, хв -	Витрата аргону, л	Інтенсивність продувки, л/хв
	FeSi65	FeMn	Плав. шпат	Вапно						
1	0,453	0,128	0,633	2,712	1,99	0,55	13,22	43	44340	1031
2	0,039		0,249	1,036	0,16	0,00	12,96	50	50179	1004
3	0,197	0,276	0,357	1,354	0,93	1,28	12,14	37	36247	980



а б

Рисунок 1 - Вплив показників металу та шлаку до обробки сталі на УКП та температурного показника системи «метал-добавка» на кінцевий коефіцієнт розподілу сірки між металом та шлаком для марки сталі SAE1006



а б

Рисунок 2 – Зв'язок витрати шлакоутворюючої суміші з початковим вмістом сірки в сталі (а) та взаємозв'язок між ступенем десульфурації сталі та кінцевим коефіцієнтом міжфазного розподілу сірки (б)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Виконані раніше дослідження [4] показали доцільність використання для прогнозування коефіцієнтів розподілу елементів у відновлюваних умовах інтегральних показників, зокрема, показника якості доменної шихти Кш і температурно-дуттьового режиму Кт. Такий підхід дозволяє не тільки прогнозувати кінцеві показники плавки, але й здійснювати рішення оберненої задачі пошуку оптимального рішення для отримання металу необхідних властивостей та підвищення ефективності технологічного процесу.

Щодо опису процесу десульфурації на УКП отриманий вище висновок в аналітичному вигляді можна відобразити як Ls=f(F_{ms}, F_{md}, F_t), де F_{ms}, F_{md}, F_t – комплексні показники відповідно систем метал-шлак, метал-добавки та технологічного режиму плавки.

Для генерації структури комплексних показників доцільно використання математичного апарату узагальненої функції бажаності Харрінгтона [5], що дозволяє різнорозмірні показники перетворити на безрозмірну шкалу бажаності та «згорнути» їх у єдиний узагальнений показник, щоб підвищити його інформаційну потужність. Формула «кривої бажаності» $d = \exp(-(\exp(-y))$ визначає функцію із двома ділянками насичення (d→0 та d→1) та лінійною ділянкою (від d = 0,2 до d = 0,63) (рис. 3). Вісь координат у називається шкалою часткових показників, вісь d – шкалою бажаності. Ця функція відображає залежність оцінок або показників бажаності (d), від безрозмірних показників (y), які переводять розмірні (натуральні) конкретні показники (x) відповідно до стандартних оцінок за шкалою бажаності.

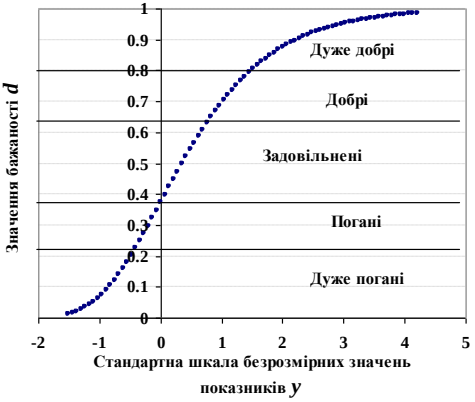


Рисунок 3 - Графік функції бажаності
$d = \exp(-(\exp(-y))$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Після того, як усі часткові показники y_i переведені у свої бажаності (d_i), здійснюється розрахунок узагальненого показника D як середнє геометричне із часткових функцій бажаності з поправкою на значущість кожної властивості (характеристики): $D = \prod_{i=1}^{n} d_i^{\beta}$, де Π – добуток приватних функцій бажаності, d_i - індивідуальні показники, n - кількість показників, β - показник важливості якості. Причому число показників може бути різним для різних систем. Узагальнена функція бажаності є кількісним, однозначним, єдиним та універсальним показником якості об'єкта, що досліджується. Функція має властивості ефективної та статистичної чутливості, її можна використовувати як критерій оптимізації.

Функцію бажаності було застосовано для генерації структури комплексних показників систем «метал-шлак» F_{ms} та «метал-добавки» F_{md} з урахуванням виявлених факторів впливу на коефіцієнт розподілу сірки між продуктами плавки після доведення сталі на УКП.

С цією метою визначені найбільш бажані значення окремих показників, для яких розраховані стандартні значення по осі ординат y_i та визначені часткові показники функції бажаності у безрозмірних одиницях вимірювання по кожному компоненту d_i та розраховані комплексні показники системи «метал-шлак» F_{ms} та «метал-добавки» F_{ms} (табл. 4):

$$F_{ms} = [S]_{п}^{0,5} \cdot Z^{Y}{}_{п}^{0,25} \cdot \Delta e_{п}^{0,25} \qquad (3)$$

$$F_{md} = (T_{плFeSi}/T_{плСталі})^{0,6} \cdot (CaO/SiO_2)_{ШУС}^{0,4}, \qquad (4)$$

де $[S]_п$ - початковий вміст сірки в сталі до УКП, $Z^{Y}{}_{п}$ та $\Delta e_п$ – інтегральні показники початкового складу металу та шлаку, $T_{плFeSi}/T_{плСталі}$ – відношення температур плавлення добавки FeSi65 та сталі, $CaO/SiO_{2ШУС}$ – основність шлакоутворюючої суміші з вапна та плавікового шпату.

В якості комплексного показника технологічного режиму плавки F_t використано значення інтенсивності продувки $I_{пр}$, яке розраховується як відношення витрати аргону $R_{ар}$ до тривалості плавки Тр: $I_{пр} = R_{ар}/Тр$, $F_t = I_{пр}$. Показники ступенів характеризують вагу часткового показника та визначаються за апріорними експертними оцінками на основі факторних навантажень на генеральний фактор.

На підставі виявлених зв'язків комплексних показників F_{ms}, F_{md}, F_t з коефіцієнтом розподілу сірки розроблено наступну аналітичну залежність для прогнозної оцінки кінцевого показника Ls після

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

доведення сталі на УКП (R – коефіцієнт кореляції зв'язку, A_1 – коефіцієнт рівняння, що визначається для конкретної марки сталі):

$$Ls = A_1 \cdot F_{ms}^{0,5} \cdot F_{md}^{0,3} \cdot F_t^{0,2} \qquad R=0,85 \qquad (5)$$

Таблиця 4 - Розраховані значення безрозмірних часткових показників, функцій бажаності та інтегральної функції бажаності для комплексних показників системи «метал-шлак» F_{ms} та «метал-добавка» F_{md}

№ Плавки	Безрозмірні часткові показники Часткові функції бажаності						Комплексний показник	
	$[S]_п$	Z^Y	Δe	CaO/SiO_2	$T_{плFeSi}/T_{плСталі}$	$I_{пр}$	F_{ms}	F_{md}
1	-1,030 0,061	1,283 0,758	0,028 0,378	1,040 0,702	-0,448 0,333	0,519 0,552	0,167	0,449
2	-0,094 0,545	2,425 0,915	0,918 0,671	0,980 0,687	2,807 0,941	1,354 0,772	0,646	0,830
3	-1,470 0,013	1,478 0,796	0,686 0,604	0,771 0,630	1,038 0,702	0,364 0,499	0,081	0,672

На рис. 4 представлені графіки залежності коефіцієнта розподілу сірки L_S від комплексних показників систем «метал-шлак», «метал-добавки» та технологічного режиму плавки.

В результаті аналізу впливу показників системи метал-шлак, добавок та технологічного режиму плавки на коефіцієнти розподілу кремнію, марганцю та алюмінію між металом та шлаком після доведення сталі на УКП встановлено визначальну значимість показників системи метал-шлак до обробки сталі на УКП так саме як для коефіцієнта розподілу сірки, а також суттєвий вплив температурного стану системи метал-добавка, а саме - відношення температур плавлення добавок феросиліцію та феромарганцю до температури ліквідус сталі до УКП, що обумовлює ефективність процесів розчинення та засвоєння добавок.

Наприклад, для сталі SAE1006 взаємозв'язок коефіцієнта розподілу кремнію з інтегральним параметром міжатомної взаємодії Z^Y має нелінійний характер (рис. 5 (а)). Такий же зворотній зв'язок спостерігається при впливі параметру $Z^Y_п$ на кінцевий розподіл марганцю в системі «сталь-шлак». Також виявлена залежність L_{mn} від властивостей добавки феромарганцю (ФМн78), зокрема, від співвідношення температури його плавлення до температури сталі ($T_{плFeMn}$ /$T_{сталі}$) (рис. 5 (б)) та інтенсивності продувки на УКП, яка активізує перемішування металу та шлаку і взаємообмін елементів у системі «метал-шлак».

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

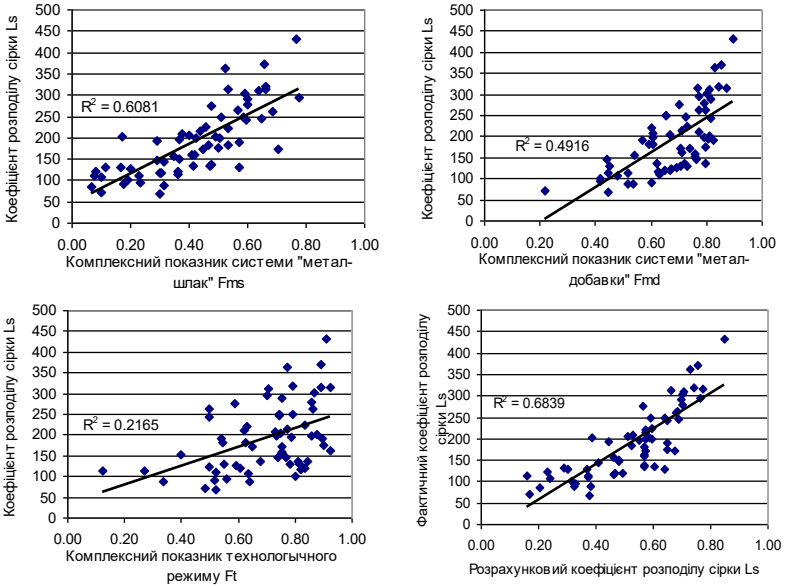
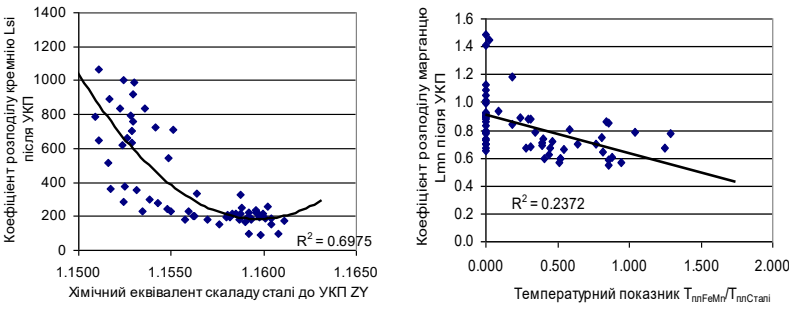


Рисунок 4 – Зв'язок коефіцієнту розподілу сірки Ls між продуктами плавки після обробки сталі на УКП з комплексними показниками систем метал-шлак до УКП, метал-добавки та технологічного режиму по даним марки сталі SAE1006



а б

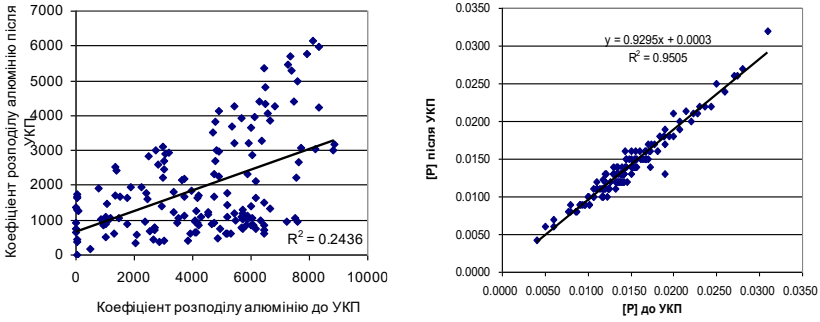
Рисунок 5 – Вплив інтегральних показників металевої системи сталі початкового хімічного складу до УКП на кінцевий міжфазний розподіл кремнію після доводки сталі на УКП

Суттєвий зв'язок коефіцієнту розподілу алюмінію Lal до та після доводки сталі на УКП (рис. 6(а)) відображає врахування двоетапну

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

операцію введення алюмінію для розкислення металу та шлаку у вигляді спочатку чушок на установці комплексної доводки сталі (УКДС) та гранул на УКП. Алюміній реагує з оксидами заліза та марганцю у шлаці, зменшуючи їх сумарний вміст до 3% і сприяючи дифузійному розкисленню металу, тобто ще більшому зменшенню в ньому кисню завдяки попередньому методу введення.

З приводу розподілу фосфору між металом і шлаком на установці ківш-піч виявлено, що початковий та кінцевий коефіцієнти розподілу мають тісний зв'язок як і кінцевий та початковий вміст фосфору в сталі, що свідчить про відсутність активного процесу дефосфорації на УКП (рис. 6 (б)).



а б

Рисунок 6 – Взаємозв'язок кінцевих та початкових показників коефіцієнта розподілу алюмінію Lal (а) і вмісту фосфору (б) до та після доводки сталі SAE1006 на УКП

Таким чином, з використанням визначених показників впливу на розподіл елементів між кінцевими продуктами плавки згенерована структура комплексного показника F_{ms}, яка для кожного коефіцієнта розподілу кремнію, марганцю та алюмінію включає інтегральні показники початкового складу металу та шлаку та має деякі відмінності. Наступні аналітичні залежності для розрахунку показників F_{ms} та F_{md} та прогнозування коефіцієнту розподілу елементів отримано з застосуванням математичного апарату функції бажаності:

- для кремнію:

$$F_{ms} = Z^{Y_{п}^{0,7}} \cdot \Delta e_{п}^{0,3} \quad (6)$$

$$F_{md} = T_{плFeSi} / T_{плСталі}\ ,\ F_t = I_{пр}. \quad (7)$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$Lsi = A_2 \cdot F_{ms}^{0,57} \cdot F_{md}^{0,2} \cdot F_t^{0,23} \quad R=0,87 \tag{8}$$

- марганцю:

$$F_{ms} = Z^{Y}{}_{п}^{0,55} \cdot \Delta e_{п}^{0,45} \tag{9}$$

$$F_{md} = T_{плFeMn} / T_{плСталі}\ ,\ F_t = I_{пр} \tag{10}$$

$$Lmn = A_3 \cdot F_{ms}^{0,4} \cdot F_{md}^{0,3} \cdot F_t^{0,3} \quad R=0,76 \tag{11}$$

- алюмінію:

$$F_{ms} = Lal_{п}^{0,4} \cdot Z^{Y}{}_{п}^{0,3} \cdot \rho_{п}^{0,3} \tag{12}$$

$$F_{md} = T_{плFeSi} / T_{плСталі}\ ,\ F_t = I_{пр} \tag{13}$$

$$Lal = A_4 \cdot F_{ms}^{0,45} \cdot F_{md}^{0,35} \cdot F_t^{0,2} \quad R=0,72 \tag{14}$$

Тут $Z^{Y}{}_{п}$ та $\Delta e_{п}$ – інтегральні показники початкового складу металу та шлаку, $\rho_{п}$ - показник стехіометрії початкового шлаку, $Lal_{П}$ – коефіцієнт розподілу алюмінію між сталлю та шлаком до УКП, $T_{плFeSi}/T_{плСталі}$ та $T_{плFeMn}/T_{плСталі}$ –відношення температур плавлення відповідно феросиліцію та феромарганцю до температури ліквідус сталі до УКП, $I_{пр}$ – інтенсивність продувки плавки на УКП, A_2, A_3, A_4 - коефіцієнти рівнянь, які визначаються для конкретної марки сталі.

Головною відмінністю отриманих комплексних показників для різних елементів розподілу є відповідні значення ступенів, які характеризують частку (вагу) впливу конкретного показника на головний показник. Зокрема, вміст вказаних елементів розподілу в першу чергу визначається процесами взаємодії металевої та шлакової систем до доведення сталі на УКП з невеликою різницею значень ступеню при комплексному показнику F_{ms}. Температурний стан системи «метал-добавка» (сталь-феросплав) також суттєво впливає на кінцевий розподіл елементів між сталлю та шлаком після ковшової обробки: чим нижче відношення їх температур плавлення, тим ефективніше відбуватимуться процеси у системі метал-добавка.

На рис. 7 представлено порівняльну оцінку точності розрахованих значень коефіцієнтів розподілу кремнію та марганцю між кінцевими продуктами плавки після обробки сталі на УКП.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

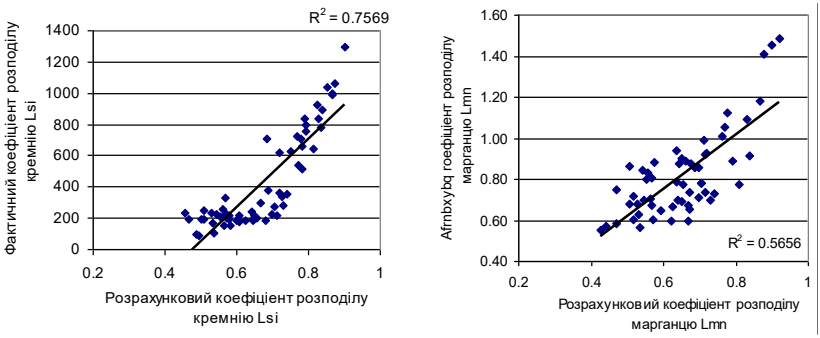


Рисунок 7 – Порівняльний аналіз фактичних та розрахункових значень коефіцієнтів розподілу кремнію та марганцю між кінцевими продуктами плавки після обробки сталі на УКП

Висновки

Розроблено методику прогнозування коефіцієнтів розподілу сірки, кремнію, марганцю та алюмінію між кінцевими продуктами після ковшової доводки сталі на основі концепції спрямованого хімічного зв'язку та аналітичного апарату аналізу багатовимірних даних, яка включає:

– вибір та обґрунтування найбільш значущих показників хімічного складу сталі та шлаку до УКП, добавок та технологічного режиму, що забезпечують отримання необхідного хімічного складу кінцевої сталі;

– генерацію структури комплексних показників систем «метал-шлак» та «метал-добавки» з урахуванням їх хімічного складу та фізико-хімічних властивостей з використанням математичного апарату узагальненої функції бажаності Харрінгтона, що дозволяє різнорозмірні показники «згорнути» у єдиний узагальнений показник;

– розробку прогнозних моделей для розрахунку коефіцієнтів розподілу елементів з використанням комплексних показників у вигляді $L_{ел} = A \cdot F_{ms}^{\alpha_1} \cdot F_{md}^{\alpha_2} \cdot F_t^{\alpha_3}$, де F_{ms}, F_{md}, F_t – комплексні показники відповідно систем метал-шлак, метал-добавки та технологічного режиму плавки, A, α_1, α_2, α_3 - коефіцієнти рівнянь, які визначаються за відповідною експертною оцінкою для конкретної марки сталі.

Запропонований підхід відрізняється від традиційних методів розглядання коефіцієнтів розподілу елементів шихти як постійних величин та закладає передумови для розробки алгоритму прогнозування та направленого формування хімічного складу кінцевих розплавів з урахуванням початкового складу металу та шлаку, які

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

подаються в ківш, та вибору оптимального складу шлакових сумішей, легуючих і мікролегуючих добавок.

Перелік посилань

1. Тогобицька Д. М., Снігура І. Р. Моделювання металевих розплавів на рівні міжатомної взаємодії. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії*. 2022. Вип. 36. С. 404-413. https://doi.org/10.52150/2522-9117- 2022-36-404-413

2. Прогнозування теплофізичних властивостей хромовмісних феросплавів / Д. М. Тогобицька, О. В. Кукса, С. В. Греков, І. Р. Поворотня, Ю. М. Ліхачев, Н. Е. Ходотова // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 287-294. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-287-294

3. Togobitska D. and Belkova A. New approach to evaluating the thermodynamic consistency of melts in the "Metal-Slag" system based on interatomic interaction parameters *Lithuanian Journal of Physics.* Vol. 64, No. 1, pp. 58-71 (2024). https://doi.org/10.3952/physics.2024.64.1.6

4. Togobitska D., Bielkova A., Stepanenko D. (2023). Model decision-making system in the task of choosing the optimal composition of the blast furnace burden under specific operating conditions of BF. Acta Metallurgica Slovaca, 29(2), 67–74. https://doi.org/10.36547/ams.29.2.1764

5. Адлер Ю. П., Маркова Е. В., Грановский Ю.В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий: монографія. М.: Наука, 1976. 280 стр.

References

1. Tohobytska, D. M., & Snihura, I. R. (2022). Modeliuvannia metalevykh rozplaviv na rivni mizhatomnoi vzaiemodii. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 36, 404-413. https://doi.org/10.52150/2522-9117- 2022-36-404-413

2. Tohobytska, D. M., Kuksa, O. V., Hrekov, S. V., Povorotnia, I. R., Likhachev, Yu. M., & Khodotova, N. E. (2023). Prohnozuvannia teplofizychnykh vlastyvostei khromovmisnykh ferosplaviv. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 287-294. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-287-294.

3. Togobitska D. & Belkova A. (2024). New approach to evaluating the thermodynamic consistency of melts in the "Metal-Slag" system based on interatomic interaction parameters *Lithuanian Journal of Physics*, 64(1), 58-71. https://doi.org/10.3952/physics.2024.64.1.6

4. Togobitska, D., Bielkova, A., & Stepanenko, D. (2023). Model decision-making system in the task of choosing the optimal composition of the blast furnace burden under specific operating conditions of BF. *Acta Metallurgica Slovaca*, 29(2), 67–74. https://doi.org/10.36547/ams.29.2.1764

5. Adler, Yu. P., Markova, E. V., & Hranovskyi, Yu. V. (1976). *Planirovanie eksperimenta pri poiske optimalnykh uslovii*. Nauka

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

D. M. Tohobytska[1], D. Sc. (Tech.), Professor, Leading Researcher, ORCID 0000-0001-6413-4823
A. I. Belkova[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-8519-9351
D. O. Stepanenko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-5913-2284
I. R. Povorotnia[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-5872-7403
S. V. Grekov[1], Researcher, ORCID 0000-0003-2849-0999

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

SELECTION OF CRITERIA AND DEVELOPMENT OF MODELS FOR PREDICTION OF ELEMENTS DISTRIBUTION COEFFICIENTS IN THE "METAL- SLAG" SYSTEM DURING STEEL PROCESSING AT THE LADLE-FURNACE UNIT

Abstract. The main principles of the developed method of forecasting the distribution coefficients of sulfur, silicon, manganese and aluminium between the final products of melting after ladle finishing of steel are presented, based on the concept of directional chemical communication and the analytical apparatus of multidimensional data analysis. An evaluation of the interrelationships of the indicators of the "metal-slag" system before and after proofing the steel with appropriate additives at the ladle-furnace unit was performed according to the SAE1006 steel grades. Reasoned informativeness and application of parameters of interatomic interaction that characterize the chemical composition of steel, slag and additives, and indicators of the technological regime as model parameters of predictive models for calculating the distribution coefficients of the elements of impurity (S, P) and matrix (Mn, Si) subsystems of the metal system at non-furnace processing of steel. The generation of the structure of complex indicators of the "metal-slag" and "metal-additive" systems was carried out, taking into account their chemical composition and physical-chemical properties, using the mathematical apparatus of the generalized Harrington desirability function, which allows various indicators to be "collapsed" into a single generalized indicator. Predictive models were developed for calculating the distribution coefficients of elements using complex indicators in the form of $L_{el}=A\cdot F_{ms}^{\alpha_1}\cdot F_{md}^{\alpha_2}\cdot F_t^{\alpha_3}$, where F_{ms}, F_{md}, F_t are complex indicators, respectively, of the "metal-slag", "metal-additive" systems and the technological mode of melting, A, α_1, α_2, α_3 - coefficients of the equations, which are determined for a specific grade of steel. The proposed approach differs from the traditional methods of considering the distribution coefficients of charge elements as constant values and lays down the prerequisites for the development of an algorithm for forecasting and directed formation of the chemical composition of the final melts, taking into account the initial composition of the metal and slag fed into the ladle, and the selection of the optimal composition of slag mixtures, alloying and microalloying additives.

Key words: "metal-slag" system, parameters of interatomic interaction in melts, distribution coefficients of sulfur, silicon, manganese, and aluminium, complex indicators of "metal-slag" and "metal-additive" systems, desirability function.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

For citation: Tohobytska, D. M., Belkova, A. I., Stepanenko, D. O., Povorotnia, I. R., & Grekov, S. V. (2024). Selection of criteria and development of models for prediction of elements distribution coefficients in the "metal- slag" system during steel processing at the ladle-furnace unit. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 265-281. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-265-281

Стаття надійшла до редакції збірника 28.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38.
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-282-291

УДК 669.013

Д. О. Тимошенко[1], студент, ORCID 0009-0001-2477-3310
В. В. Кухар[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-4863-7233
Л.В. Шаульська[1], д.ек.н., проф., ORCID 0000-0002-7919-6733
Д.В. Кононюк, студент[1]

[1] *ТОВ "Технічний університет "МЕТІНВЕСТ ПОЛІТЕХНІКА"*

ПОРІВНЯЛЬНИЙ АНАЛІЗ ЕКОЛОГІЧНОЇ ЕФЕКТИВНОСТІ МЕТАЛУРГІЙНИХ ТЕХНОЛОГІЙ ВИРОБНИЦТВА СТАЛІ В КОНТЕКСТІ "ЗЕЛЕНОГО" ПЕРЕХОДУ

Анотація. Металургійна промисловість, будучи одним з ключових секторів світової економіки, відіграє важливу роль у забезпеченні різних галузей необхідними матеріалами. Однак традиційні методи виробництва металів характеризуються високим рівнем викидів парникових газів, значною енергоємністю та залежністю від викопного палива, що створює серйозні екологічні проблеми та суперечить цілям сталого розвитку. В умовах глобальної боротьби зі зміною клімату та зростаючого тиску з боку суспільства та регуляторів, металургійні підприємства змушені шукати шляхи зниження свого екологічного сліду та переходу до більш стійких моделей виробництва. Реінжиніринг виробництва, заснований на принципах зеленої металургії, стає ключовим інструментом для досягнення цих цілей. Він передбачає комплексний підхід, що включає технологічну модернізацію, цифровізацію, розвиток циркулярної економіки та співробітництво між різними учасниками ринку. Україна володіє значним металургійним потенціалом, також стоїть перед необхідністю модернізації та переходу до екологічно чистих технологій. Впровадження зеленої металургії дозволить Україні не лише знизити негативний вплив на довкілля, а й підвищити конкурентоспроможність своєї металургійної галузі на світовому ринку, створити нові робочі місця та забезпечити довгостроковий розвиток сектору. У цій статті розглядаються основні проблеми традиційної металургії, переваги зеленої металургії, ключові напрями реінжинірингу виробництва, а також роль гірничо-збагачувальних комбінатів (ГЗК) та виробництва прямо відновленого заліза (DRI) у переході до сталої металургії, яка допоможе металлургійним компаніям знизити вуглецевий слід та відповідати новим законодавчим регуляторним вигомам від CBAM. Особливу увагу приділено елементам менеджменту та етапам впровадження реінжинірингу, що дозволяє представити цілісну картину процесу трансформації металургійної галузі.

Ключові слова: зелена металургія, реінжиніринг виробництва, зниження

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

викидів, сталий розвиток, DRI (залізо прямо відновлене), ГЗК (гірничо-збагачувальні комбінати), екологічно чисті технології, модернізація, енергоефективність, менеджмент.

Посилання для цитування: Тимошенко Д. О., Кухар В. В., Шаульська Л. В., Кононюк Д. В. Порівняльний аналіз екологічної ефективності металургійних технологій виробництва сталі в контексті зеленого переходу. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 282-291. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-282-291.

Вступ. Металургійна промисловість, будучи одним з ключових секторів світової економіки, сьогодні опиняється на перехресті екологічних викликів. Традиційні геотехнологічні методи видобутку основані на переведенні корисної копалини у рухомий стан за допомогою здійснення на місці його залягання теплових, масообмінних, хімічних і гідродинамічних процесів [1], методи виробництва, що спираються на видобувне паливо та енергоємні процеси, призводять до значних викидів CO_2 та негативного впливу на довкілля. У контексті глобальної боротьби зі зниженням викидів CO_2, стає очевидним, що без радикальних змін металургійна галузь не зможе забезпечити сталий розвиток. Україна, маючи потужний металургійний комплекс, також стоїть перед вибором: продовжувати експлуатацію застарілих технологій чи обрати шлях екологічної модернізації. Перехід до зеленої металургії - це не лише про впровадження новітніх технологій, а й про комплексну трансформацію всієї галузі, включаючи зміну підходів до управління та організації виробництва.

Ключові напрямки реінжинірингу металургійного виробництва:

1. Технологічна модернізація:

1.1. Заміна доменних печей на більш екологічні електродугові печі, що дозволяє скоротити викиди CO_2 [1, 2] та використовувати вторинну сировину (металобрухт);

1.2. Впровадження технологій прямого відновлення заліза (DRI) [2] з використанням водню як відновника, що має потенціал повністю декарбонізувати процес виробництва сталі [3];

1.3. Використання відновлюваних джерел енергії для живлення виробничих процесів;

1.4. Впровадження систем уловлювання та зберігання вуглецю (CCS) для зниження викидів парникових газів.

2. Цифровізація:

2.1. Застосування штучного інтелекту та машинного навчання для оптимізації виробничих процесів, прогнозування та запобігання аварійним ситуаціям;

2.2. Використання Інтернету речей (IoT) для моніторингу та

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

контролю обладнання в режимі реального часу, що дозволяє підвищити ефективність та знизити витрати на обслуговування;

2.3. Впровадження цифрових двійників для моделювання та оптимізації виробничих процесів ще на етапі проектування.

3. Розвиток циркулярної економіки:

3.1. Створення ефективної системи збору, сортування та переробки металобрухту [4];

3.2. Розвиток технологій переробки відходів металургійного виробництва для отримання цінних матеріалів;

3.3 Співпраця з іншими галузями для створення замкнутих циклів виробництва та споживання.

4. Співпраця та інновації:

4.1. Створення партнерства між металургійними підприємствами, науковими установами та державними органами для спільного вирішення проблем та розробки нових рішень;

4.2. Підтримка досліджень та розробок у сфері зеленої металургії. Створення сприятливого інвестиційного клімату для залучення коштів на модернізацію та впровадження інновацій.

Актуальність дослідження зумовлена необхідністю трансформації металургійної промисловості України у відповідь на глобальні екологічні виклики та зростаючий тиск з боку міжнародних регуляторів (введення вуглецевого податку CBAM) [5]. Традиційні методи виробництва сталі характеризуються високим рівнем викидів парникових газів та негативним впливом на довкілля. Впровадження принципів "зеленої" металургії є критично важливим для: зниження екологічного сліду галузі та досягнення цілей сталого розвитку, підвищення конкурентоспроможності української металургії на світовому ринку.

Метою дослідження є аналіз шляхів реінжинірингу металургійного виробництва в Україні для переходу до "зеленої" сталі та забезпечення сталого розвитку галузі шляхом впровадження інноваційних технологій, таких як Midrex та ЕДСП, з метою зниження викидів CO_2 та відповідності вимогам CBAM.

Методика дослідження. Дане дослідження базується на комплексному підході, що поєднує в собі глибокий аналіз фактичних даних, отриманих в процесі експлуатації автоматизованої системи моніторингу викидів на ПАТ "Запоріжсталь", та детальний порівняльний аналіз з передовими галузевими практиками, зокрема, з технологією Midrex для прямого відновлення заліза та електродуговою сталеплавильною піччю (ЕДСП).

Безперервне обчислення та збір даних про концентрації пилу та

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

діоксиду сірки у відхідних газах агломераційного цеху та доменних печей здійснюється за допомогою сучасної автоматизованої системи моніторингу викидів рис. 1, встановленої на ПАТ "Запоріжсталь". Система має безперервний моніторинг, вона працює 24/7, що дозволяє отримувати актуальні дані про викиди в будь-який момент часу. Завдяки високій точності та надійності, система моніторингу на ПАТ "Запоріжсталь" відповідає найсуворішим екологічним стандартам. Її впровадження дозволило значно підвищити рівень екологічної безпеки, покращити управління виробничими процесами, враховуючи вплив на довкілля.

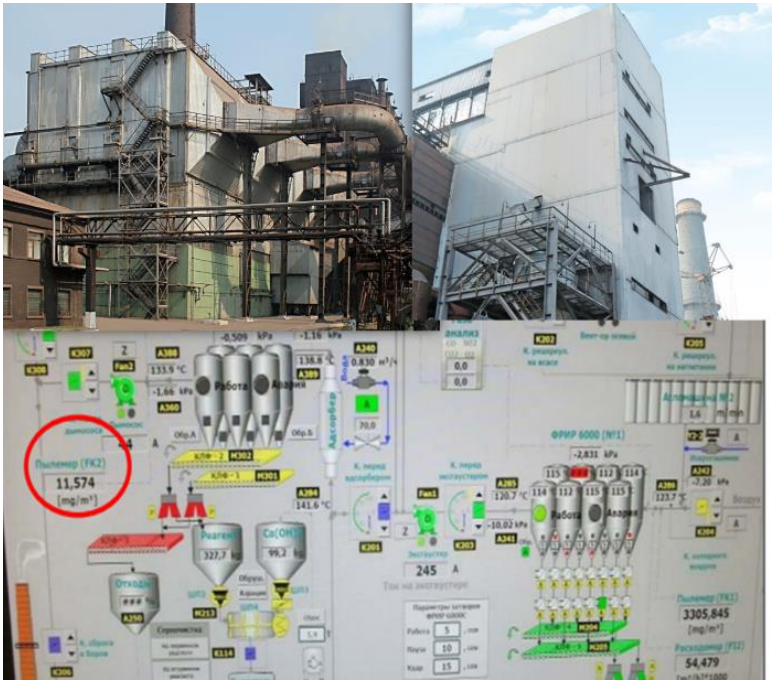


Рисунок 1 – Автоматизована система моніторингу викидів на аглофабриці

Зібрані дані можуть бути проаналізовані та представлені у вигляді графіків та звітів, що дозволяє оцінити динаміку викидів, виявити пікові значення та визначити ефективність природоохоронних заходів.

На підприємстві використовуються високоточні датчики моніторингу пилу D-R 808 фірми Durag (рис. 2) на аглодоменному переділі, що забезпечують високу точність вимірювань та інтеграцію в загальнозаводську систему контролю. Контроль ключових

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

технологічних параметрів (температури, розрідження та витрати газів) дозволяє відстежувати динаміку процесів та виявляти потенційні відхилення.



Рисунок 2 – Прилад Durag що застосовується у аглодоменному переділі

У доменному та мартенівському переділі, крім автоматизованої системи моніторингу, також застосовуються датчики фірми Sintrol S304 рис. 3. Ці датчики призначені для вимірювання концентрації пилу в промислових газах та відрізняються високою точністю, надійністю та стійкістю до агресивних середовищ. Застосування датчиків Sintrol S304 дозволяє отримувати додаткові дані про викиди пилу в доменному та мартенівському переділах, що доповнюють інформацію, отриману від основної системи моніторингу АСУ. Датчики допомагають підвищити точність контролю викидів та забезпечити більш ефективне управління природоохоронною діяльністю на цих ділянках виробництва. Своєчасність виявлення відхилень від нормативних показників та вживання заходів для їх усунення, допомагає завжди знизити негативний вплив на навколишнє середовище і не заступати за рамки дозволених викидів, які прописані та затверджені у нормативних документах та актах для виробництва.



Рисунок 3 – Датчик Sintrol S304 що застосовується у доменному та мартенівському переділі

В роботі використано дані, отримані в процесі експлуатації автоматизованої системи моніторингу викидів на ПАТ "Запоріжсталь".

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ці дані включають вимірювання концентрацій пилу та діоксиду сірки в відхідних газах агломераційного цеху та доменних печей, а також додаткові дані про викиди пилу в доменному та мартенівському переділах, отримані за допомогою датчиків Sintrol S304 та Durag. Залучено референтні дані від провідних виробників сучасного металургійного обладнання, таких як Midrex та Danieli. Ці дані дозволяють порівняти фактичні показники викидів на ПАТ "Запоріжсталь" з показниками, досяжними при використанні передових технологій, та оцінити потенціал для скорочення викидів.

У дослідженні застосовано комплексний підхід до аналізу та оцінки ефективності переходу металургійної промисловості до зелених технологій, який включає наступні методи:

- використання сучасних датчиків, контрольно-вимірювальних приладів, систем збору та передачі даних, а також спеціалізованого програмного забезпечення для візуалізації, аналізу та архівування інформації, що забезпечує високу точність та надійність отриманих даних;
- застосування АСУ ТП для забезпечення оптимального режиму роботи газоочисних установок та ефективного контролю основних технологічних параметрів;
- проведення статистичного аналізу часових рядів даних про викиди для виявлення тенденцій, сезонних коливань та кореляцій з технологічними параметрами, що дозволяє глибше зрозуміти фактори, що впливають на рівень викидів;
- порівняння фактичних показників викидів аглодоменного виробництва з показниками технології Midrex + ЕДСП для об'єктивної оцінки потенціалу зниження викидів.

Результати дослідження. Результати технології Midrex + ДСП від компанії Danieli, наведені у табл. 1, демонструють значну перевагу у скороченні викидів CO_2 та інших забруднювачів у порівнянні з традиційним аглодоменним переділом та мартенівською піччю (табл. 2). Впровадження технології Midrex + ЕДСП дозволить відповідати суворим екологічним стандартам та уникнути фінансових втрат, пов’язаних з вуглецевим податком CBAM, підвищить конкурентоспроможність на ринку виробників сталі, забезпечить зниження викидів CO, пилу, SO_2 та NOx, що сприятиме покращенню якості повітря та навколишнього середовища.

Аналіз показує, що існуюча система моніторингу викидів на ПАТ "Запоріжсталь" дозволяє ефективно контролювати та управляти викидами в межах чинних нормативів. Однак, з урахуванням введення вуглецевого податку CBAM та посилення екологічних вимог в ЄС,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

традиційні методи виробництва сталі, ймовірно, не зможуть забезпечити дотримання нових стандартів. Це ставить під загрозу конкурентоспроможність української металургії на європейському ринку. Бенчмаркінг з технологією Midrex + ЕДСП наведений на рис. 4 дозволить всебічно оцінити потенціал зниження викидів на ПАТ "Запоріжсталь" та розробити детальну стратегію поетапної модернізації виробництва з урахуванням економічних та екологічних аспектів. Результати дослідження допоможуть обґрунтувати інвестиції в природоохоронні заходи, демонструючи їх економічну ефективність та позитивний вплив на навколишнє середовище, що сприятиме підвищенню екологічної відповідальності підприємства. Впровадження сучасної системи моніторингу та реалізація стратегії модернізації на основі отриманих результатів дослідження сприятимуть підвищенню екологічної відповідальності підприємства [6]. Це позитивно вплине на її репутацію, дозволить залучити нові інвестиції та забезпечить сталий розвиток у довгостроковій перспективі.

Таблиця 1 – Викиди при роботі на установці Midrex та ДСП, кг/т

Процес	CO_2	CO	Пил	SO_2	NO_x
Midrex (пряме відновлення заліза)	400	10	5	5	2
ДСП	100	1	1		1
Разом	500	11	6	6	3

Таблиця 2 – Викиди в аглодоменному виробництві з мартенівською піччю, кг/т

Процес	CO_2	CO	Пил	SO_2	NO_x
Аглодоменне виробництво					
Аглофабрика					
Процес спікання агломерату	300	15	30	40	10
Доменний процес					
Спалювання коксу	1650	30	20	20	5
Випуск чавуну та шлаку	55	10			
Колошниковий газ	50	10			
Мартенівський переділ					
Спалювання палива	300	10	10	10	5
Окислення домішок	35	5	5		
Разом	2390	80	65	70	20

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



Рисунок 4 – Бенчмаркінг застарілого процесу з новітнім процесом

Технологія Midrex + ЕДСП демонструє суттєве зниження викидів CO_2 (до 70%) порівняно з традиційним аглодоменним виробництвом [7]. Це пов'язано з відсутністю необхідності в коксохімічному виробництві та доменній печі, які є основними джерелами CO_2.

Ігнорування вимог CBAM дійсно несе значні фінансові ризики для українських металургів підприємств. Вуглецевий податок може обчислюватися десятками мільйонів євро щорічно для великих виробників, що суттєво вплине на рентабельність експорту металопродукції до ЄС.

Висновки

У статті досліджено актуальну проблему реінжинірингу металургійної промисловості України в контексті переходу до зеленої сталі та сталого розвитку. Проаналізовано основні проблеми традиційної металургії, пов'язані з високим рівнем викидів CO_2 та забруднюючих речовин. На основі аналізу фактичних даних ПАТ "Запоріжсталь" та їх порівняння з передовими технологіями (Midrex та ЕДСП) продемонстровано суттєвий потенціал зниження викидів CO_2 (до 70%) та інших забруднювачів при переході на зелені технології. Показано, що реінжиніринг металургійної промисловості України на основі принципів зеленої металургії є не лише необхідним кроком для досягнення екологічних цілей, а й економічно вигідним рішенням.

Перелік посилань

1. Маланчук З. Р., Маланчук Є. З., Корнієнко В. Я. Спеціальні технології видобутку корисних копалин : навч. посіб. Рівне : Нац. ун-т вод. госп-ва та природокористування, 2017. 266 с.

2. Аналіз скорочення викидів вуглекислого газу з доменної печі в умовах використання перспективних та існуючих технологій доменної плавки / О. Л. Чайка, Б. В. Корнілов, А. О. Москалина, В. В. Лебідь, М. М. Ізюмський, М. Г.Джигота // Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. 2023.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Вип. 37. С. 158-174. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-158-174.

3. Тубольцев Л. Г., Чайка О. Л., Бабаченко О. І. Перспективи розвитку металургійного виробництва в Україні за рахунок використання нових технологій. Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. 2023. Вип. 37. С. 4-25. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-4-25.

4. Modeling MIDREX Based Process Configurations for Energy and Emission Analysis / S. Sidhartha, B. Rahul, G. R. Gour, K. S. Prodip // Steel research international. 2018. Vol. 89. № 2. P. 1–60. http://doi.org/10.1002/srin.201700248.

5. Cecilia B., Lionel F. EU in search of a Carbon Border Adjustment Mechanism. *Energy Economics*. 2023. Vol. 1. № 1. P. 1–10. http://doi.org/10.1016/j.eneco.2023.106673.

6. Ecological Problems Related to Mining-Metallurgical Industries and Innovatory, Energy-Efficient Ways of Solving Them / G. Jishkariani, G. Jandieri, D. Sakhvadze, G. Tavadze, G. Zakharov, G. Onishvili, Z. Aslamazishvili // Engineering. 2012. Vol. 4. № 2. P. 83–89. http://doi.org/10.4236/eng.2012.42011.

7. Yuzhang J., Zhongyan C., Shufu Y., Yongxu C., Yujie L., Tianchi J., Xin L., Weijun Z. Development and Application of Hydrogen-Based Direct Reduction Iron Process. *Processes*. 2024. Vol. 12. № 9. P. 1-20. http://doi.org/10.3390/pr12091829.

References

1. Malanchuk, Z. R., Malanchuk, Ye. Z., & Kornienko, V. Ya. (2017). *Special technologies for the extraction of minerals*. Rivne: National University of Water Management and Nature Use

2. Chaika, O. L., Kornilov, B .V., Moskalyna, A. O., Lebid, V. V., Iziumskyi, M. M., & Dzhyhota, M. H. (2023). Analysis of reduction of carbon dioxide emissions from blast furnace under conditions of using advanced and existing blast furnace melting technologies. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 158-174. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-158-174

3. Tuboltsev, L. G., Chaika, O. L., & Babachenko, O. I. (2023). Prospects of technological development of metallurgical production in Ukraine due to the use of new technologies. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 4-25. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-4-25

4. Sidhartha, S., Rahul, B., Gour, G. R., Prodip, K. S. (2018). Modeling Mıdrex Based Process Configurations for Energy and Emission Analysis. *Steel research international*, 89(2), 1–60. http://doi.org/10.1002/srin.201700248

5. Cecilia, B., & Lionel, F. (2023). EU in search of a Carbon Border Adjustment Mechanism. *Energy Economics*, 1(1), 1–10. http://doi.org/10.1016/j.eneco.2023.106673

6. Jishkariani, G., Jandieri, G., Sakhvadze, D., Tavadze, G., Zakharov, G., Onishvili, G., & Aslamazishvili, Z. (2012). Ecological Problems Related to Mining-Metallurgical Industries and Innovatory, Energy-Efficient Ways of Solving Them. *Engineering*, 4(2), 83–89. http://doi.org/10.4236/eng.2012.42011

7. Yuzhang, J., Zhongyan, C., Shufu, Y., Yongxu, C., Yujie, L., Tianchi, J., Xin, L., & Weijun, Z. (2024). Development and Application of Hydrogen-Based Direct Reduction Iron Process. *Processes*, 12(9), 1-20. http://doi.org/10.3390/pr12091829.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

D. O. Tymoshenko[1], Student, ORCID 0009-0001-2477-3310
V. V. Kukhar[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-4863-7233
L.V. Shaulska[1], D. Sc. (Economics), Professor, ORCID 0000-0002-7919-6733
D.V. Kononyuk[1], Student

[1] LLC "TECHNICAL UNIVERSITY "METINVEST POLYTECHNIC"

COMPARATIVE ANALYSIS OF THE ENVIRONMENTAL EFFICIENCY OF STEELMAKING TECHNOLOGIES IN THE CONTEXT OF THE "GREEN" TRANSITION

Abstract. The metallurgical industry, as one of the key sectors of the global economy, plays a crucial role in providing various industries with essential materials. However, traditional metal production methods are characterized by high levels of greenhouse gas emissions, significant energy consumption, and reliance on fossil fuels, leading to serious environmental problems and contradicting sustainable development goals. In the face of the global fight against climate change and growing pressure from society and regulators, metallurgical enterprises are forced to seek ways to reduce their environmental footprint and transition to more sustainable production models. Production reengineering based on the principles of green metallurgy is becoming a key tool for achieving these goals. It involves a comprehensive approach that includes technological modernization, digitalization, development of a circular economy, and cooperation between different market participants. Ukraine possesses significant metallurgical potential and also faces the need for modernization and transition to environmentally friendly technologies. The implementation of green metallurgy will allow Ukraine not only to reduce the negative impact on the environment, but also to increase the competitiveness of its metallurgical industry in the global market, create new jobs, and ensure the long-term development of the sector. This article examines the main problems of traditional metallurgy, the advantages of green metallurgy, key areas of production reengineering, as well as the role of mining and processing plants and direct reduced iron (DRI) production in the transition to sustainable metallurgy, which will help metallurgical companies to reduce their carbon footprint and comply with new legislative regulatory requirements of the CBAM. Particular attention is paid to management elements and stages of reengineering implementation, which allows for a holistic view of the metallurgical industry transformation process.

Key words: green metallurgy, production re-engineering, emission reduction, sustainable development, DRI, GOKs, environmentally friendly technologies, modernization, energy efficiency, management.

For citation: Tymoshenko, D. O., Kukhar, V. V., Shaulska, L. V., & Kononyuk, D. V. (2024). Comparative analysis of the environmental efficiency of steelmaking technologies in the context of the "green" transition. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 282-291. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-282-291

Стаття надійшла до редакції збірника 22.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-292-307
УДК 669.02/09.411:669.18.003.12

Д. М. Тогобицька[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0001-6413-4823
І. Р. Поворотня[1], к.т.н., н.с, ORCID 0000-0001-5872-7403
В. П. Піптюк[1], к.т.н., с.н.с, ORCID 0000-0002-2915-1756
О. В. Кукса[1], к.т.н., н.с, ORCID 0000-0002-6268-0692

[1] *Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України*

КОМПЛЕКСНА ОЦІНКА ВЛАСТИВОСТЕЙ ДОБАВОК, ЯК НЕОБХІДНА СКЛАДОВА ІНТЕЛЕКТУАЛЬНОЇ СИСТЕМИ ПРИЙНЯТТЯ РІШЕНЬ ПРИ ДОВЕДЕННІ СТАЛІ НА УКП

Анотація. Інформаційною основою для теоретичної та прикладної металургії при розробці рішень спрямованих на удосконалення існуючих та освоєння принципово нових технологічних схем виготовлення високоякісної металопродукції є проблемно-орієнтовані програми в основі яких повинна бути закладена достовірна база даних та моделей. Аналіз сучасних спеціалізованих комп'ютерних програм свідчить про суттєву нестачу таких моделей для багатокомпонентних розплавів, якими є основні учасники металургійних процесів - метал, шлак, добавки. Основна задача роботи полягає у створенні комплексу базових моделей для прогнозування першочергових фізико-хімічних і теплофізичних властивостей металевих розплавів з метою спрямованого формування якісного металу та підвищення його конкурентоздатності. Підґрунтям для проведення моделювання обрана оригінальна концепція спрямованого хімічного зв'язку, ядром якої є розгляд металевих розплавів, як хімічно єдиних систем, а не механічної суміші складових елементів та врахування внеску усіх компонентів, навіть у малих концентраціях. В роботі використана важлива інформаційна складова, що представляє собою бази даних про властивості металургійних розплавів, що безперервно поповнюються сучасними даними і містять результати власних й промислових експериментальних досліджень та літературного пошуку (статті, патенти, винаходи, наукові розробки, монографії). Значимість баз даних є беззаперечною та вимагає їх виведення на міжгалузевий та міжвузівський рівень з відкритим доступом, як окремої інстанції по сприянню розвитку наукового рівня та можливостей науковців. Розроблено адекватні математичні моделі на основі інтегральних параметрів міжатомної взаємодії, що забезпечило високу точність оперативного прогнозу ($R^2 \geq 0{,}9$). Результати досліджень рекомендуються до використання в науково-дослідних та промислових умовах з метою спрямованого формування складу та властивостей продуктів плавки, а також зниження енергетичних витрат,

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

зменшення браку за рахунок прийняття оперативних технологічних рішень за допомогою інтеграції розроблених моделей в АСНД та АСУТП сталеплавильного виробництва.

Ключові слова: метал, добавки, феросплави, параметри міжатомної взаємодії, моделювання, фізико-хімічні властивості, теплофізичні властивості, установка «ківш-піч» (УКП)

Посилання для цитування: Комплексна оцінка властивостей добавок, як необхідна складова інтелектуальної системи прийняття рішень при доведенні сталі на УКП / Д. М. Тогобицька, І. Р. Поворотня, В. П. Піптюк, О. В. Кукса // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 292-307. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-292-307.

Стан проблеми. Наукові ініціативи та їх осучаснення завдяки можливостям комп'ютеризації знань є не лише запорукою формування єдиної спрямованості науки та промисловості у вирішенні нагальних питань сьогодення, а й важливим джерелом розвитку державного економічного потенціалу, що сприяє надходженню іноземних інвестицій, які особливо цінні на даному етапі державотворення. Саме синергія у ланцюзі «наука – промисловість – інвестиції» та їх узгоджена праця здатні виховати обізнану кваліфіковану наукову молодь та забезпечити виготовлення високоякісного конкурентоспроможного металу задля задоволення невпинно зростаючих потреб металоспоживачів у спеціальних сталях, сплавах, чавунах.

Створення інформаційно-інтелектуального ресурсу у металургійній галузі є надзвичайно важливим запитом сьогодення. Спеціалізовані комп'ютерні програми можуть виконувати роль «помічників» на усіх переділах виробничого ланцюгу, що сприятиме не лише підвищенню керованості процесів за рахунок інтеграції останніх відкриттів у фізико-хімічних аспектах поведінки залізовуглецевих розплавів, а й зниженню навантаженості майстрів-сталеварів. Натомість у деяких Європейських країнах та Японії створення спеціалізованих комп'ютерних систем доведено до рівня «цифрового двійника процесу».

Поняття «високоякісний метал», раніше ототожнювали з певними числовими значеннями кінцевого вмісту елементів, однак це не зовсім вірно. Так дійсно існують стандарти у яких вказані межі хімічного складу металу, проте завдяки еволюції поглядів на будову металевих розплавів, розширенню уявлень щодо технологічності процесів виплавки, дане поняття слід інтерпретувати, як злагоджену результуючу роботу усіх переділів з адекватно адаптованими технологічними схемами виробництва в основі яких закладені стійкі

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

прогнозні моделі фізико-хімічних, теплофізичних, експлуатаційних властивостей усіх учасників виплавки залізовуглецевих сплавів (метал, чавун, феросплави, шлакоутворюючі суміші, рафінуючі, модифікуючі добавки), які саме і забезпечують одержання відповідного рівня якості. Функціональний зв'язок між обраною авторами сутністю поняття «якісний метал» та розробленою програмою закладає відповідну похибку у ній, область застосування, кількість стадій розрахунків, швидкість обчислення, а також компонентність, яка стосується, як кількості елементів хімічного складу конкретного розплаву, яку може обрати користувач, так і кількості фізико – хімічних систем взаємодії, які може проаналізувати програма та можливості врахування технологічних параметрів. Таким чином правильний вибір наукового підґрунтя є вагомим внеском у точність, стабільність та надійність створеного алгоритмічного та програмного забезпечення.

Алгоритми розрахунків, що закладені у програмні комплекси зазвичай складні, іноді автори нехтують певними факторами впливу, тому виникає необхідність проведення якісної «згортки» кількості параметрів з збереженням їх фізико-хімічної, фізичної чи технологічної сутності і правильного визначення факторного навантаження у конкретних умовах виробництва та ділянки для якої розробляється етап цифровізації. Слід зазначити, що особливої уваги заслуговує блок добавок, який закладається у програмних продуктах по доведенні розплаву, оскільки вони є у значній мірі лімітуючими ланками одержання якісного металу та спрямованого формування його властивостей. Наприклад, у програмі «Оракул», яку розробила школа Пономаренко О.Г. [1, 2] є обмежена кількість добавок, яку може запропонувати інтерфейс програми користувачу, а отже зростатиме похибка розрахунків та викликатимуть сумніви одержані результати. По мірі росту наукового інтелекту та потенціалу школи Пономаренко, його дослідження трансформувались у наступні пакети прикладних програм «Форвард» [3], «Гіббс», що засновані на моделі колективізованих електронів (МКЕ), яка побудована на методі хімічних потенціалів Гіббса з урахуванням електронного внеску з метою опису рівноважного стану в системі «метал-шлак». Серед останніх напрацювань послідовників цієї школи слід зазначити апаратно-програмний комплекс «Майстер» [4, 5], «DesigningMelt» [6], а також навчально-науковий програмний комплекс «Excalibur» [7] у яких використано методи хімічних потенціалів Гіббса [8] та впроваджено алгоритми диференціальних коефіцієнтів засвоєння [9]. Обмеженість фундаментальних експериментальних досліджень саме у напрямку іонообмінних процесів між металевою та шлаковою фазами при позапічній обробці, схиляє науковців до використання більш

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

формалізованого запису взаємодій у вигляді термодинамічних реакцій, який відображає наявність певного самоупорядкування між компонентами закладеного законом діючих мас, константами рівноваги і регулюється термодинамічними функціями (ентальпія, ентропія, енергія Гіббса). Саме термодинамічні реакції закладені в основу спеціалізованої програми HSC Chemistry, що має різні версії модифікації та знаходиться у стані активного покращення, однак не про усі хімічні з'єднання є дані в програмі, нажаль вона не може враховувати кінетику реакцій, гідродинаміку, теплофізичні фактори, які впливають на зміну температури, що завжди присутнє у реальних сталеплавильних процесах, тому розрахунки, що у ній проводяться слід розглядати як ймовірні, оскільки програма проводить обчислення для рівноважних складів. Значна заслуга HSC Chemistry у спрощенні термодинамічних розрахунків, що дійсно пришвидшує подальший етап їх аналізу металургами науковцями, а також можливості побудови діаграм стану.

Однією з активно вживаних металургами програм також є JMatPro, цільовою установкою якої є моделювання властивостей багатокомпонентних сплавів та сталей, зокрема алюмінієвих, магнієвих, нікелевих, титанових та інших. Як показав наш досвід використання даного програмного забезпечення, то не усі хімічні склади може покрити даний комплекс. Проведені нами дослідження на жароміцних нікелевих сплавах по температурам плавлення та кристалізації показали значну розбіжність у одержаних результатах розрахованих за програмою JMatPro та експерименту, більш точні дані були одержані нами при використанні моделей розроблених на основі концепції спрямованого хімічного зв'язку, що детально описано у роботі [10]. Порівняльний аналіз прогнозних значень по запропонованій нами моделі (похибка прогнозу - ξ, % = 0,66%) для жароміцних нікелевих сплавів, а при проведенні розрахунків з використанням програмного спеціалізованого комплексу JMatPro спостерігається значна розбіжність та похибка прогнозу зростає до ξ, % = 10,30%, що спричинено виходом за границі діапазону хімічних складів досліджуваних сплавів, для яких був розроблений цей програмний пакет заснований на модифікованому наближенні Шайла [11]. Проте слід зазначити, що для магнієвих і алюмінієвих сплавів одержано адекватні результати, які добре узгоджувались як з експериментальними даними та точністю прогнозу за запропонованими нами моделями.

Наряду з згаданими вище спеціалізованими програмними продуктами на наукових інтернет платформах рекомендують до використання металургам також OpenCalphad, який базується на

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

розрахунках властивостей однокомпонентних, бінарних і потрійних систем, які можна компанувати для розрахунків багатокомпонентних систем [12]. У роботі [13] згадуються також програми на основі методів скінчених елементів, а саме ABAQUS, ANSYS, THERMOCAL та інші.

Зазвичай більшість програм представлені на англійській мові та не мають україномовного інтерфейсу, тому потребують відповідної бази знань науковця не лише з метою проведення розрахунків, але й у їх інтерпретації. Доступність користування такими програмами здебільшого є платною, іноді розробники надають можливість спробувати демо версію програми з обмеженими можливостями для загального розуміння її працездатності. Розроблення україномовної програми, що буде конкурентоздатною та не поступиться у точності іноземним аналогам, з закладеними стійкими блоками моделей по прогнозуванню властивостей металевих розплавів, розподілу елементів у системі «метал-шлак» та можливістю інтегрування у АСУП та АСНД сталеплавильного виробництва є вельми затребуваним кроком.

Кожна з розглянутих програм, розроблена на певному етапі в процесі розвитку комп'ютерних можливостей, різних способів кодування, в яких використана значна кількість експериментальних даних та є важливою сходинкою пізнання природи металів, їх взаємодій і сприяє подальшому вивченню та ефективному використанню властивостей металевих розплавів. При цьому слід зазначити, що всі вони відрізняються певними припущеннями, що варто враховувати при застосуванні їх до реальних сталеплавильних процесів.

Науковий прорив в області моделювання металургійних процесів на рівні міжатомної взаємодії реалізований в концепції спрямованого хімічного зв'язку розробленої Приходько Е. В. в Інституті чорної металургії ім. З. І. Некрасова [14-18]. Науковий відділ фізико-хімічних проблем металургійних процесів у ІЧМ продовжує справу Приходько Е. В. та розширює сфери застосування концепції, поглиблює і розкриває сутність основних постулатів міжатомної взаємодії з позицій мікронеоднорідності, що свідчить на користь актуалізації даного підходу до опису фізико-хімічних взаємодій в металургійних розплавах.

Мета роботи – оцінка та моделювання властивостей металевих розплавів добавок з позицій фундаментальних положень концепції спрямованого хімічного зв'язку для застосування у якості важеля впливу при подальшому направленому формуванні якісного металу та

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

оформлення одержаних залежностей у інформаційний блок майбутнього системного забезпечення.

Основний матеріал досліджень. Ґрунтуючись на проведеному аналізі еволюції уявлень про будову металургійних розплавів їх роль та співставлення з першочерговими питаннями металургії, нами прийнято рішення про створення базисного комплексу оперативних прогнозних моделей розроблених на основі накопичених в базах банку даних «Металургія» (БДМет) достовірних експериментальних та технологічних даних про хімічний склад, найважливіші фізико-хімічні, експлуатаційні, теплофізичні властивості металургійних розплавів. Особливий інтерес представляє саме дослідження етапу доведення сталі за хімічним складом, в тому числі рафінування від шкідливих домішок та неметалевих включень при позапічній обробці сталі, зокрема на установці ківш-піч. За останні роки все більше економічно вигідною та фізико-хімічно обґрунтованою є присадка добавок на стадії позапічної обробки сталі, адже при введені у піч підвищується їх окисленість, відмічаються значні втрати з газовою і шлаковою фазами, а також взаємодія часток добавки з футерівкою печі, що призводить до низького рівня їх засвоєння.

Фізико-хімічну основу для розробки моделей закладено концепцією спрямованого хімічного зв'язку. Головна ідеологія, що робить її унікальним інформаційно-алгоритмічним апаратом оформленим у програмні комплекси «Метал» та «Шлак», заключається у розгляді металургійних розплавів, як хімічно єдиних систем, а не просто механічної суміші складових та вираженню їх зв'язків в інтегральних параметрах міжатомної взаємодії: Z^Y – параметр зарядового стану системи, е; d – середньостатистична між'ядерна відстань, 10^{-1}нм; tgα – константа для кожного елементу, яка характеризує градієнт зміни радіусу іона при зміні його заряду; ρ_l – спрямована зарядова щільність, е/нм. У якості вихідних даних при моделюванні нами використано створені в ІЧМ НАНУ – репрезентативні бази даних банка даних «Металургія» – «Метал», «Шлак», «Феросплави» [19, 20], які знаходяться в стадії постійної експлуатації і активного поповнення сучасними промисловими та літературними даними. Інформаційна потужність таких баз даних дозволяє оперативно генерувати моделі зі зменшенням їх розмірності та забезпеченням відповідної стійкості при зміні вхідних даних.

Завдяки використанню потенціалу концепції спрямованого хімічного зв'язку, виявленню вагомих інформативних параметрів впливу та результатам кореляційно-регресійного аналізу вдалось розробити прогнозні моделі для розрахунку важливих фізико-хімічних

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

властивостей феросплавів, а саме: температур плавлення та кристалізації ($T_{пл}$, $Тл_{іквідус}$, $T_{солідус}$, °С), щільності (D, кг/м^3, ρ, г/см^3) і теплофізичних характеристик (теплопровідність - λ, Вт/(м·К); теплоємність – С, Дж/(кг·К); теплота плавлення – Qпл, кДж/кг; питомий електроопір – ρ, мОм×м ; тимчасовий опір – σ, МПа) з достатньою точністю прогнозу для інтеграції у АСУТП.

Працездатність розробленого комплексу моделей та адекватність одержаних результатів відпрацьована на сталі 40Х та сталей класу SAE. 40Х – це вуглецева сталь з підвищеним до 1% вмістом хрому та до 0,04% алюмінію, а вміст марганцю та кремнію в середніх межах по відношенню до 1006 та 1535. SAE - низьковуглецева сталь з незначним до 0,5 і 0,2% відповідно вмістом марганцю та кремнію і незначній кількості вміщує хром, нікель, алюміній та небажані домішки сірку, фосфор. При доведенні їх за хімічним складом на установці «ківш-піч» (УКП) вводили такі добавки: FeCa, FeSi65, FeMn, FeSiMn, SiCa, Al12, FeB, вапно, плавиковий шпат. Мікролегування високоактивними елементами (кальцієм та бором) здійснювалось на останній стадії обробки металу на УКП за рахунок введення порошкового дроту (ферокальцій та силікокальцій) і кускового феробору при продуванні аргоном на зниженій інтенсивності. Для корегування вмісту алюмінію використовували відповідний дріт.

Знання та оперативні методи визначення температури плавлення, що враховують хімічний склад сталі та міжатомну взаємодію між компонентами розплаву, дають можливість уникнути перегріву металу, підвищити його якість та надати рекомендації щодо оптимального температурного режиму плавки. Значимість врахування та визначення температурних умов як лімітуючої ланки в отриманні високоякісного та конкурентоспроможного металопродукту також відзначена у роботах A. A. Howe, G. Allan, A. Kagawa, І. В. Гавриліна, В. Г. Грузіна, І. П. Козачкова, С. Л. Макурова, А. М. Скребцова та багатьох інших вчених.

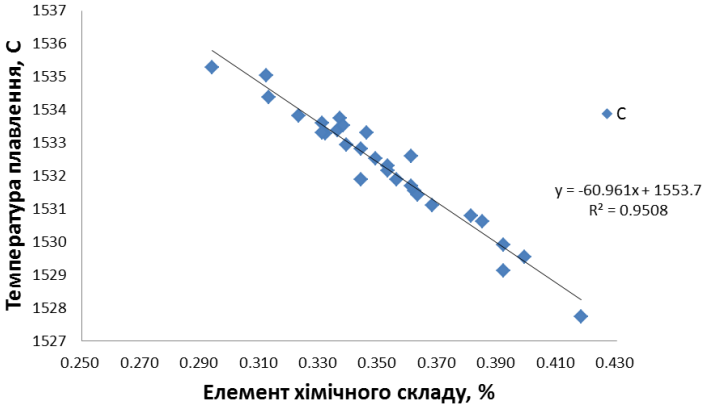
Температури плавлення та кристалізації сталей визначались по розробленим нами моделям :

$$T_{солідус}, ºC = 10^3 \times (6{,}359 + 0{,}566\ Z^Y - 1{,}571\rho l),\ R^2 = 0{,}930 \quad (1)$$

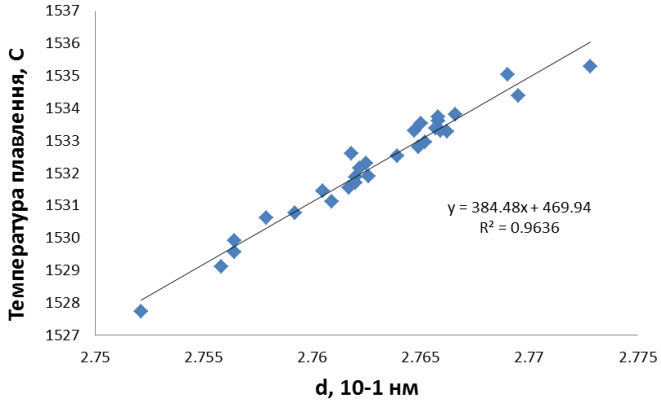
$$T_{ліквідус}, ºC = 10^3 \times (2{,}994 + 0{,}176\ Z^Y - 0{,}476\rho l),\ R^2 = 0{,}935 \quad (2)$$

З представлених нижче залежностей помітна суттєва роль на зміну температури плавлення сталі марки 40Х вмісту вуглецю (з його збільшенням зменшується температура, рис. 1а). З рештою елементів хімічного складу сталі марки 40Х суттєвого впливу не виявлено. Особливо тісний зв'язок відстежується між температурою плавлення та параметром середньозваженої між’ядерної відстані (d), рис. 1б.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



(а)

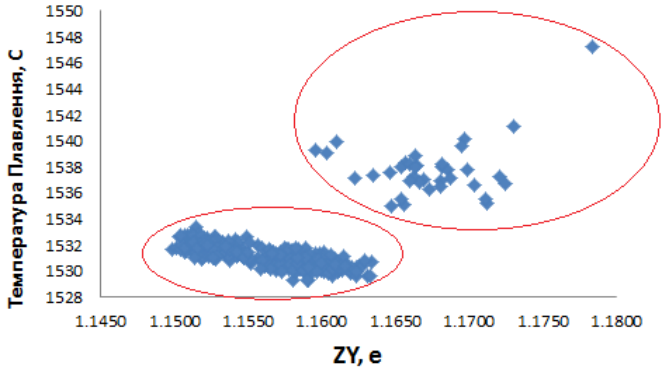


(б)

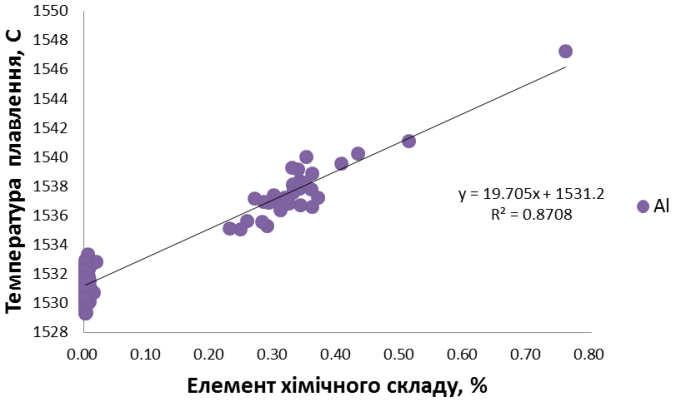
Рисунок 1 – Фрагмент виявлених взаємозв'язків розрахованої температури плавлення з елементами хімічного складу сталі 40Х та параметрами міжатомної взаємодії

У результаті проведеного статистичного аналізу на репрезентативних вибірках даних за визначенням t-критерію Стьюдента для сталі SAE вдалось встановити значимість вмісту алюмінію на зміну температури плавлення сталі, що призвело до утворення двох областей по значенням зарядового стану системи Z^Y (рис. 2.а), що узгоджується з технологічною картою процесу, а саме обробкою на установці «ківш-піч» та додатковим введенням алюмінію (рис. 2б).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



(а)



(б)

Рисунок 2 – а) Залежність температури плавлення від зарядового стану системи (Z^Y); б) – Вплив алюмінію на зміну числових значень температури плавлення сталі класу SAE

Прогнозування властивостей феросплавів здійснювалось по моделям, які визначаються високим рівнем точності, а саме:

- для феромарганцю та феросилікомарганцю:

$$T_{пл} = f(Z^Y, \rho l, tg\ \alpha),\ R^2 = 0{,}89 \quad (3)$$

$$D = f(Z^Y, tg\ \alpha, \Delta d, Zc\text{^}Mn),\ R^2 = 0{,}958 \quad (4)$$

$$C_{тв} = f(\Delta d, Z^Y, Zc\text{^}Mn),\ R^2 = 0{,}728 \quad (5)$$

$$\lambda = f(Z^Y, tg\ \alpha, d),\ R^2 = 0{,}880 \quad (6)$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$Q_{пл} = f\,(Z^Y,\ \mathrm{tg}\,\alpha,\ \Delta d),\ R^2 = 0{,}952 \quad (7)$$

$$\rho = f\,(Z^Y,\ \mathrm{tg}\alpha,\ \frac{Zc\wedge Mn}{Zc\wedge C}),\ R^2 = 0{,}843 \quad (8)$$

$$\sigma = f\,(Z^Y,\ \Delta d,\ \mathrm{tg}\,\alpha,\ Zc\wedge Mn),\ R^2 = 0{,}837 \quad (9)$$

- для феросиліцію:

$$T_{пл} = -4781{,}24 + 931{,}23Z^Y + 1199{,}304\rho l,\ R^2 = 0{,}6488; \quad (10)$$

$$D = 21{,}096(Z^Y)^2 - 53{,}579\ Z^Y + 36{,}514,\ R^2 = 0{,}9607; \quad (11)$$

$$C_{тв} = -2593{,}4(d)^2 + 11776\ d - 12659,\ R^2 = 0{,}7696; \quad (12)$$

$$\lambda = -56{,}512\ \rho l + 252{,}43,\ R^2 = 0{,}9843; \quad (13)$$

$$Q = 14846\ \rho l - 4848{,}5,\ R^2 = 0{,}9537; \quad (14)$$

$$\rho = 31{,}859\ \rho l - 119{,}92,\ R^2 = 0{,}9666; \quad (15)$$

$$\sigma = -29913\mathrm{tg}\alpha + 2815{,}4,\ R^2 = 0{,}9817. \quad (16)$$

Температури плавлення алюмінієвого дроту визначались по виразу:

$$T_{ліквідус} = -205{,}25\cdot(pl)+1011{,}5,\ R^2 = 0{,}97 \quad (17)$$

Для феробору $R^2 \geq 0{,}9$:

$$D = -2086\ Z^Y + 9902d + 4687{,}6\Delta Z^Y + 53{,}36\Delta d - 16809 \quad (18)$$

$$Q = 6243{,}3 - 164{,}1\ Z^Y - 2041{,}8d + 175{,}3\Delta Z^Y + 2136{,}3\Delta d \quad (19)$$

$$\lambda = 18 + 10{,}3\ Z^Y - 1{,}46d - 11{,}1\Delta Z^Y - 5{,}5\Delta d \quad (20)$$

$$C = 1546{,}8 - 25{,}07\ Z^Y - 286{,}2\ d - 61{,}1\Delta Z^Y - 152{,}4\Delta d \quad (21)$$

Для хромовмісних феросплавів температури плавлення та кристалізації визначались по моделям (рис. 3) :

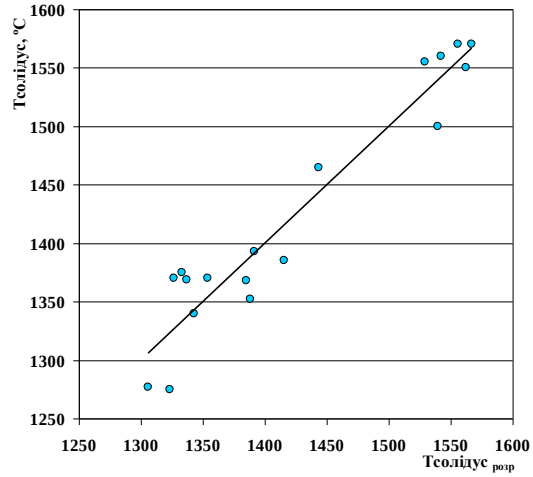
$$T_{солідус},\ ^oC = 1424{,}076 + 520{,}73d - 681{,}58Z^Y,\ R^2 = 0{,}92 \quad (22)$$

$$T_{ліквідус},\ ^oC = 2103{,}77 + 466{,}88d - 899{,}79Z^Y,\ R^2 = 0{,}9 \quad (23)$$

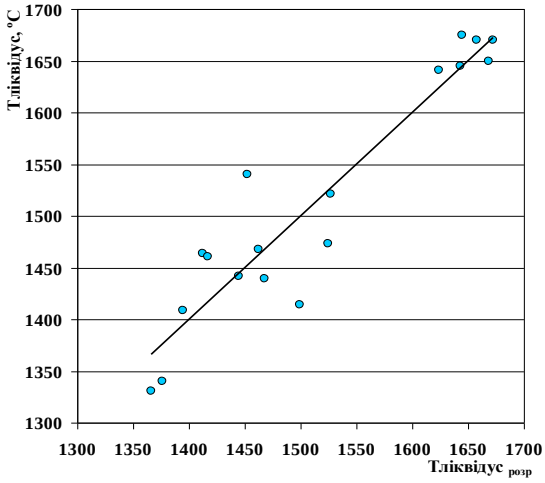
Вважаючи на те, що інтегральні параметри міжатомної взаємодії розраховуються з урахуванням впливу всіх присутніх у феросплавах елементів, адекватність прогнозних моделей достатня для практичного використання. Таким чином, органічне поєднання програмних продуктів, що функціонують у виробників з запропонованими блоками розроблених прогнозних моделей дозволить одержати адекватні числові значення ступеню засвоєння добавок, що реально

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

відображають процес розподілу та взаємодії елементів в системі «метал-шлак» і підвищити ефективність прийнятих оперативних рішень.



(а)



(б)

Рисунок 3 – Порівняльний аналіз розрахункових та експериментальних значень: а) $T_{солідус}$, б) $T_{ліквідус}$ хромовмісних феросплавів

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Висновки

Сучасні програмні комплекси не можуть працювати уніфіковано на усіх переділах металургійного виробництва адже спрощення, що у них закладені відносяться до конкретних умов експлуатації. Саме тому є така велика кількість програмних модулів для окремих ділянок металургійного циклу. Альтернативним варіантом є розробка наскрізної технології з адекватними блоками моделей.

У результаті виявлених закономірностей впливу параметрів міжатомної взаємодії на фізико-хімічні, теплофізичні властивості сталей та сплавів (залізовуглецевих та хромонікелевих сталей, алюмінієвих, магнієвих, жароміцних нікелевих сплавів) розроблені аналітичні залежності для їх прогнозування з точністю $R^2 \geq 0{,}9$. Розроблені моделі для металургійних розплавів являються блоковими складовими алгоритмічного і програмного забезпечення для подальшої оцінки ефективності розподілу елементів в системі «метал-шлак-добавка».

Представлений комплекс розроблених аналітичних виразів для прогнозування важливих фізико-хімічних та теплофізичних властивостей дозволив створити засади для ефективного використання добавок та одержання високоякісного металу, що відповідає міжнародним вимогам та є конкурентоздатним не лише на українському металургійному ринку, а також на закордонному.

Перелік посилань

1. Пономаренко А. Г. Вопросы термодинамики фаз переменного состава, имеющих коллективную электронную фазу. I. Свободная энергия фазы. Журнал физической химии. 1974. Т. 48. № 7. С. 1668 –1671.

2. Харченко А. В, Пономаренко А. Г. Экспериментальные основания термодинамической модели коллективизированных электронов. Сб. научных трудов ДонНТУ. Серия : Металлургия. 2003. С. 17 – 24.

3. Харченко А. В., Пономаренко А. Г., Храпко С. А., Иноземцева Е. Н. Разработка информационно-технологической системы «ФОРВАРД» для управления металлургическими процессами в реальном масштабе времени. Известия ВУЗов. Черная металлургия. 1991. № 12. С. 89 – 91.

4. Харченко А. В., Ковалев В. Л., Личконенко Н. В., Ляшенко Р. П. Усовершенствование системы контроля сталеплавильного производства «Мастер». Збірник наукових праць «Металургія». Вип. 2 (42). 2019. С. 11–15.

5. Харченко А. В. Оптимизация процесса раскисления стали с применением аппаратно - программного комплекса «Мастер». Збірник наукових праць «Металургія». Вип. 1 (33). 2015. С. 18–21

6. Синяков Р. В. Разработка технологии выплавки и внепечной обработки стали с использованием программного комплекса «DesigningMelt». Современная электрометаллургия. 2011. № 2. С. 34–37.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

7. Харченко А. В., Личконенко Н. В., Мосейко Ю. В. Возможности и перспективы использования программы «Excalibur» в учебном процессе. Зб. наукових праць ЗДІА. Металургія. Вип. 1 (29). 2013. С. 169–175.

8. Харченко А. В., Синяков Р. В., Личконенко Н. В. Применение метода химических потенциалов Гиббса в черной металлургии. Збірник наукових праць «Металургія». Вип. 2 (38). 2017. С. 20–25

9. Харченко О. В. Диференціальні коефіцієнти засвоєння в комп'ютерних системах проєктування і управління плавкою сталі. Метал та лиття України. 2021. №2. С. 30-37.

10. Тогобицкая Д. Н., Шапер М., Гридин О., Снигура И. Р. Компьютерное моделирование температур плавления и кристаллизации сплавов специального назначения. Сталь. 2018. № 6. С. 11 – 15.

11. Carlson K. D., Beckermann C. Determination of solid fraction–temperature relation and latent heat using full scale casting experiments: application to corrosion resistant steels and nickel based alloys, International Journal of Cast Metals Researchю 2012. Vol. 25. No. 2. P. 75-92. https://doi.org/10.1179/1743133611Y.0000000023

12. Sundman B., Kattner U. R., Palumbo M. et al. OpenCalphad - a free thermodynamic software. Integr Mater Manuf Innov. 2015. Vol. 4. P. 1–15. https://doi.org/10.1186/s40192-014-0029-1

13. Chattopadhyay S. Computer Applications and Simulations in Ferroalloy Production. In: 4th Refresher Course on Ferro Alloys, January 12-14, 1994, Jamedepur.

14. Приходько Э. В. Эффективность комплексного легирования сталей и сплавов. К. : Наукова думка, 1995. 292с.

15. Приходько Э. В. О физико-химической модели структуры металлических расплавов. Изв. АН СССР. Металлы. 1986. № 4. С. 20–26.

16. Приходько Э. В. Металлохимия многокомпонентных систем. М. : Металлургия. 1995. 320 с.

17. Togobitska D., Belkova A. New approach to evaluating the thermodynamic consistency of melts in the «Metal-Slag» system based on interatomic interaction parameters. Lithuanian Journal of Physics. 2024. Vol. 64. No. 1. P. 58-71. https://doi.org/10.3952/physics.2024.64.1.6

18. Базы данных и модели для экспертной оценки эффективности использования ферросплавов при производстве стали / Тогобицкая Д. Н., Пиптюк В. П., Петров А. Ф., Греков С. В., Снигура И. Р., Лихачев Ю. М. Головко Л. А. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. 2017. Вип. 31. С. 150 – 165.

19. Банк даних «Металургія» – інформаційна основа прогнозування властивостей фізико-хімічних систем та їх розплавів / Д. М. Тогобицька., Д. О. Степаненко, А. І. Бєлькова, А. П. Петров, Ю. М. Ліхачев // Сучасні проблеми металургії. 2021. Вип.24. С. 140 – 148.

References

1. Ponomarenko, A. G. (1974). Voprosi termodinamiki faz peremennogo sostava, imeyushchikh kollektivnuyu elektronnuyu fazu. I. Svobodnaya energiya fazi // *Zhurnal fizicheskoi khimii*, 48(7), 1668 –1671

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

2. Kharchenko, A. V, & Ponomarenko, A. G. (2003). Eksperimentalnie osnovaniya termodinamicheskoi modeli kollektivizirovannikh elektronov. *Sb. nauchnikh trudov DonNTU. Seriya: Metallurgiya*, 17 – 24

3. Kharchenko, A. V., Ponomarenko, A. G., Khrapko, S. A., & Inozemtseva, Ye. N. (1991). Razrabotka informatsionno-tekhnologicheskoi sistemi «FORVARD» dlya upravleniya metallurgicheskimi protsessami v realnom masshtabe vremeni. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya*, (12), 89 – 91

4. Kharchenko, A. V., Kovalev, V. L., Lichkonenko, N. V., & Lyashenko, R. P. (2019). Usovershenstvovanie sistemi kontrolya staleplavilnogo proizvodstva «Master». *Zbirnik naukovikh prats "Metalurgiya"*, 2, 11–15

5. Kharchenko, A. V. (2015). Optimizatsiya protsessa raskisleniya stali s primeneniem apparatno - programmnogo kompleksa «Master». *Zbirnik naukovikh prats "Metalurgiya"*, 1, 18–21

6. Sinyakov, R. V. (2011). Razrabotka tekhnologii viplavki i vnepechnoi obrabotki stali s ispolzovaniem programmnogo kompleksa «DesigningMelt». *Sovremennaya elektrometallurgiya*, 2, 34–37

7. Kharchenko, A. V., Lichkonenko, N. V., & Moseiko, Yu. V. (2013). Vozmozhnosti i perspektivi ispolzovaniya programmi «Excalibur» v uchebnom protsesse. *Zb. naukovikh prats ZDIA. Metalurgiya*, 1, 169–175

8. Kharchenko, A. V., Sinyakov, R. V., & Lichkonenko, N. V. (2017). Primenenie metoda khimicheskikh potentsialov Gibbsa v chernoi metallurgii. *Zbirnik naukovikh prats «Metalurgiya»*, 2,20–25

9. Kharchenko, O. V. (2021). Dyferentsialni koefitsiienty zasvoiennia v kompiuternykh systemakh proiektuvannia i upravlinnia plavkoiu stali. *Metal ta lyttia Ukrainy*, (2), 30-37

10. Togobitskaia, D. N., Shaper, M., Gridin, O., & Snigura, I. R. (2018). Kompiuternoe modelirovanie temperatur plavleniia i kristallizatsii splavov spetsialnogo naznacheniia. *Stal*, (6), 11 – 15

11. Carlson, K. D. & Beckermann, C. (2012) Determination of solid fraction–temperature relation and latent heat using full scale casting experiments: application to corrosion resistant steels and nickel based alloys, *International Journal of Cast Metals Research*, 25(2), 75-92. https://doi.org/10.1179/1743133611Y.0000000023

12. Sundman, B., Kattner, U. R., Palumbo, M. et al. (2015). OpenCalphad - a free thermodynamic software. *Integr Mater Manuf Innov.*, 4, 1–15 https://doi.org/10.1186/s40192-014-0029-1

13. Chattopadhyay, S. (1994). Computer Applications and Simulations in Ferroalloy Production. In: *4th Refresher Course on Ferro Alloys*, January 12-14, 1994, Jamedepur

14. Prikhodko, E. V. (1995). *Effektivnost kompleksnogo legirovaniia stalei i splavov.* Naukova dumka. 1995. 292s.

15. Prikhodko, E. V. (1986). O fiziko-khimicheskoi modeli struktury metallicheskikh rasplavov. *Izv. AN SSSR Metally*, (4), 20 – 26

16. Prikhodko, E. V. (1995). *Metallokhimiia mnogokomponentnykh system*. Metallurgiia.

17. Togobitska, D. and Belkova, A. (2024). New approach to evaluating the thermodynamic consistency of melts in the «Metal-Slag» system based on

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

interatomic interaction parameters. *Lithuanian Journal of Physics*, 64(1), 58-71. https://doi.org/10.3952/physics.2024.64.1.6

18. Togobitskaia, D. N., Piptiuk, V. P., Petrov, A. F., Grekov, S. V., Snigura, I. R., Likhachev, Iu. M., & Golovko, L. A. (2017). Bazy dannykh i modeli dlia ekspertnoi otsenki effektivnosti ispolzovaniia ferrosplavov pri proizvodstve stali. *Fundamentalnye i prikladnye problemy chernoi metallurgii*, 31, 150 – 165

19. Tohobytska, D. M., Stepanenko, D. O., Bielkova, A. I., Petrov, A. P., & Likhachev, Yu. M. (2021). Bank danykh «Metalurhiia» – informatsiina osnova prohnozuvannia vlastyvostei fizyko-khimichnykh system ta yikh rozplaviv. *Suchasni problemy metalurhii*, 24, 140 – 148

D. M. Togobytska[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0001-6413-4823
I. R. Povorotnia[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-5872-7403
V.P. Piptyuk[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-2915-1756
O. V. Kuksa[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0002-6268-0692

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

COMPREHENSIVE ASSESSMENT OF THE PROPERTIES OF ADDITIVES AS A NECESSARY COMPONENT OF THE INTELLIGENT DECISION-MAKING SYSTEM IN THE PROOFING OF STEEL AT THE LADLE-FURNACE INSTALLATION

Abstract. The information basis for theoretical and applied metallurgy in developing solutions aimed at improving existing and developing fundamentally new technological schemes for the manufacture of high-quality metal products are problem-oriented programs, which should be based on a reliable database and models. Analysis of modern specialized computer programs indicates a significant lack of such models for multi-component melts, which are the main participants in metallurgical processes - metal, slag, additives. The main task of the work is to create a set of basic models for predicting the primary physicochemical and thermophysical properties of metal melts in order to directionally form high-quality metal and increase its competitiveness. The original concept of directional chemical bonding was chosen as the basis for modeling, the core of which is the consideration of metal melts as chemically unified systems, rather than a mechanical mixture of constituent elements and taking into account the contribution of all components, even in small concentrations. The work uses an important information component, which is a database on the properties of metallurgical melts, which is continuously updated with modern data and contains the results of our own and industrial experimental research and literature search (articles, patents, inventions, scientific developments, monographs). The significance of databases is undeniable and requires their introduction to the interdisciplinary and interuniversity level with open access, as a separate instance to promote the development of the scientific level and capabilities of scientists. Adequate mathematical models have been developed based on the integral parameters of interatomic interaction, which ensured high accuracy of the operational forecast ($R^2 \geq 0.9$). The results of the research are recommended for use in scientific research and industrial conditions for the purpose of directed

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

formation of the composition and properties of smelting products, as well as reducing energy costs, reducing defects by making operational technological decisions by integrating the developed models into automated scientific research systems and automated control systems for the technological process of steelmaking.

Key words: metal, additives, ferroalloys, parameters of interatomic interaction, modeling, physicochemical properties, thermophysical properties, ladle furnace (LF) installation

For citation: Togobytska, D. M., Povorotnia, I. R., Piptyuk, V.P., & Kuksa, O. V. (2024). Comprehensive assessment of the properties of additives as a necessary component of the intelligent decision-making system in the proofing of steel at the ladle-furnace installation. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 292-307. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-292-307

Стаття надійшла до редакції збірника 25.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38.
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-308-320

УДК 669.18

О. В. Швець[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0009-0005-4871-4402
Д. В. Коноводов[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0001-8282-4991
О. Д. Петров[2], д-р. філософії, ORCID 0000-0001-8688-043X
Т. Є. Ліснича[2], ORCID 0009-0004-2224-2622

[1] *Український державний університет науки і технологій*
[2] *ТОВ "ІНТЕРПАЙП УКРАЇНА"*

ВДОСКОНАЛЕННЯ КОНСТРУКЦІЇ ПРОМКОВША МАШИНИ БЕЗПЕРЕРВНОГО ЛИТТЯ КРУГЛОЇ ЗАГОТОВКИ ЗА ДОПОМОГОЮ ЧИСЕЛЬНОГО МОДЕЛЮВАННЯ

Анотація. У зв'язку з суттєвим підвищенням вимог до чистоти круглої безперервнолитої заготовки, що використовується для виробництва особливо відповідальних виробів (коліс для залізничного транспорту, труб спеціального призначення), необхідні комплексні технологічні рішення щодо підвищення якості сталі, насамперед за рахунок зниження кількості та розміру неметалевих включень. При цьому проміжний ковш, як останній агрегат з вогнетривкою футеровкою, відіграє особливу роль завдяки видаленню включень шляхом оптимізації потоків рідкої сталі. Оскільки схема потоків металу в проміжному ковші є базовою складовою їх продуктивності, метою цього дослідження була оцінка та оптимізація гідродинаміки всередині чотириструмкового проміжного ковша шляхом комплексного підходу до зміни його внутрішньої геометрії. Для забезпечення оптимальних умов щодо видалення неметалевих включень, необхідно в першу чергу забезпечити довготривалий контакт металу зі шлаком як за рахунок направленості потоків металу до поверхні розподілу метал-шлак, так і за рахунок збільшення часу перебування металу в проміжному ковші. Основна увага щодо регулювання потоку металу в об’ємі проміжного ковша історично приділяється конструктивним та технологічним особливостям металоприймачів у зоні надходження металу із стальковша для зниження турбулентних потоків. Тому в рамках проведених досліджень акцент був зроблений на оцінці змін потоків рідкої сталі в об’ємі промковша за рахунок використання інших додаткових «модифікаторів» потоків, таких як скімери та перегородки. Слід зауважити, що окрім впливу на розподіл потоків, була проведена оцінка можливого впливу змін на запобігання надмірній ерозії вогнетривкої футеровки проміжного ковша. Для оцінки використовувалось чисельне моделювання методом кінцевих елементів за допомогою комерційного програмного забезпечення Thercast від компанії Transvalor (Франція). Результати фактичної оцінки наявності неметалевих включень у готових виробах показали суттєве зниження інтервалу наявних включень з

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

початкових 50-100 мкм до 20-50 мкм зі стійкою тенденцією щодо зменшення кількості включень після впровадження змін.

Ключові слова: проміжний ковш, чисельне моделювання, скімер, швидкість потоку, неметалеві включення

Посилання для цитування: Швець О. В., Коноводов Д. В., Петров О. Д., Ліснича Т. Є. Вдосконалення конструкції промковша машини безперервного лиття круглої заготовки за допомогою чисельного моделювання. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 308-320. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-308-320.

Вступ. Безперервне лиття є основним процесом сучасної металургії, що забезпечує основний об'єм виробництва якісної заготовки [1–3]. Під час процесу безперервного лиття проміжний ковш служить резервуаром між стальковшом та кристалізатором, і спочатку його основним призначенням було забезпечення безперервності процесу виробництва. Подальша еволюція технології безперервного лиття надала йому деякі допоміжні функції, такі як видалення неметалевих включень, регулювання температурного поля металу [4–10], що дало змогу суттєво впливати на формування якісного кінцевого продукту.

Для того щоб забезпечити виконання завдань, що покладені сьогодні на цей агрегат, потрібно в першу чергу забезпечити контроль за станом потоку металу в проміжному ковші, зокрема за рахунок оптимізації його внутрішньої геометрії.

Чисельне моделювання стало на сьогоднішній день одним із найпоширеніших методів дослідження гідродинамічних процесів при виробництві сталі, оскільки оцінити поведінку розплаву всередині промковша безпосередньо в процесі виробництва дуже важко. При цьому додатково забезпечується суттєве зменшення вартості експериментів [5], а також можливість оцінки точності розрахунків та верифікації моделей за допомогою фізичного моделювання [11, 12].

У роботах багатьох науковців велика увага приділялася проведенню досліджень щодо вивчення впливу різноманітних металоприймачів, дамб, гребель тощо [13–17]. Автори [18–21] приділяли велику увагу аналізу різних конструкцій захисної труби як пристрою контролю потоку шляхом регулювання вхідного потоку з стальковша.

Вищезазначені дослідження зробили значний внесок у розуміння процесів що відбуваються в об'ємі розплаву та призвели до внесення конструктивних змін до певних видів проміжних ковшів.

Однак було проведено не так багато досліджень, пов'язаних з оцінкою комбінування різних «модифікаторів» потоків з метою отримання оптимальних умов для видалення неметалевих включень,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

наприклад, при використанні комбінації так званого скімера, який з одного боку обмежує зону підвищеної турбулентності в районі захисної труби, а з іншого – формує направлений потік розплаву, та різних поперечних стінок, що забезпечують оптимізацію потоків в основній частині проміжного ковша.

Поточні дослідження мали на меті оцінити еволюцію потоків металу в проміжному ковші при використанні тієї чи іншої конфігурації «модифікаторів» потоку та оцінити ймовірність позитивного впливу змін на процес видалення неметалевих включень.

Методика дослідження. Чисельне моделювання є важливим методом дослідження процесів безперервного лиття. Результати, отримані чисельним моделюванням, можна перевірити як за допомогою фізичної моделі (з точки зору оцінки змін у поведінці потоків), так і безпосередньо за результатами контролю якості заготовки в процесі виробництва (з точки зору оцінки тенденції зміни забрудненості неметалевими включеннями).

Об'єктом дослідження був чотириструмковий Т-образний проміжний ковш машини безперервного лиття, що використовується в процесі виробництва круглої заготовки на промисловому підприємстві в Україні. Проміжний ковш симетричний відносно поперечної осі.

Номінальна місткість проміжного ковша складає ~30 тон. Дослідження проводилися при стаціонарному режимі роботи за постійної швидкості розливки круглої заготовки діаметром 450 мм.

В моделях були задіяні два типи «модифікаторів» потоків рідкої сталі: скімер з отворами для формування направлених потоків металу, а також перегородки висотою 300 та 450 мм для оптимізації потоку металу в основній ванні ковша.

Загальний вигляд моделі проміжного ковша та схема отворів скімера представлені на рис. 1.

Основні закономірності, що описують потік сталі в проміжному ковші, включають рівняння нерозривності, імпульсу та турбулентності.

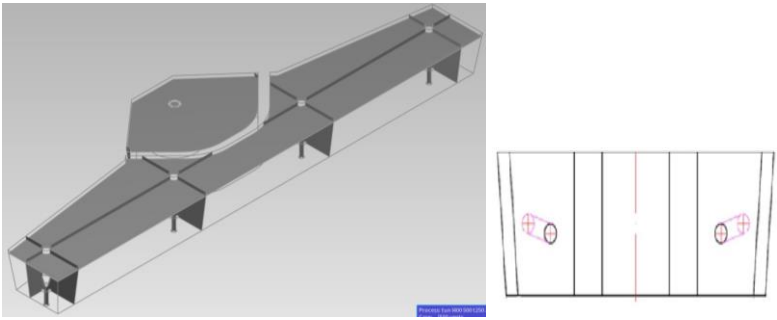
Реалізація процесу турбулентності в розрахунках базується на роботах E. Hachem, G. François та B. Rivaux, що забезпечує більш точний розрахунок потоку рідини та теплообміну. Деякі граничні умови математичної моделі наведені нижче.

1. Властивості матеріалу розраховані за допомогою програмного забезпечення JMatPro на основі фактичного хімічного складу сталі з подальшою конвертацією даних у ПЗ Thercast.

2. Температура металу задана з урахуванням стандартного перегріву на рівні 35°C.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

3. Рівень металу в проміжному ковші залишається незмінним у процесі моделювання та дорівнює 650 мм.



а б

Рисунок 1 – Загальний вигляд моделі проміжного ковша зі скімером (а) та схема отворів скімера (б)

При цьому, враховуючи складність структури потоків розплавленої сталі, було прийнято ряд припущень.

1. Розплавлена сталь у проміжному ковші розглядається як нестисливий в'язкий однорідний турбулентний потік.
2. Коливання рівня металу в процесі розливки ігнорується, як і вплив шару шлаку на потоки.
3. Фізико-хімічні реакції в розплаві не розглядаються.
4. Теплообмін на дзеркалі металу відсутній, теплообмін між розплавом та стінками проміжного ковша задається для умов контакту метал-пісок.
5. Температура стінок проміжного ковша прийнята постійною та дорівнює 1000°С.

Результати моделювання оцінювалися на 250-й секунді процесу після досягнення стаціонарного режиму. Результати розрахунків стану потоків в об'ємі для різних конфігурацій внутрішньої геометрії проміжного ковша представлені на рис. 2-5.

В базовій конфігурації проміжного ковша маємо повільний рівень швидкостей потоків в більшій частині об'єму, особливо в зоні контакту метал-шлак. При цьому в нижній частині проміжного ковша інтенсивність потоків значно вища, що призводить до затягування включень відразу до струмків не дозволяючи їм потрапити в зону можливого видалення. Розрахунки вказують на той факт, що у порівнянні з базовою конфігурацією, додавання скімера позитивно впливає на загальну інтенсивність та рівномірність потоків в основному об'ємі проміжного ковша, а також забезпечує більш інтенсивний

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

контакт потоків зі шлаком.

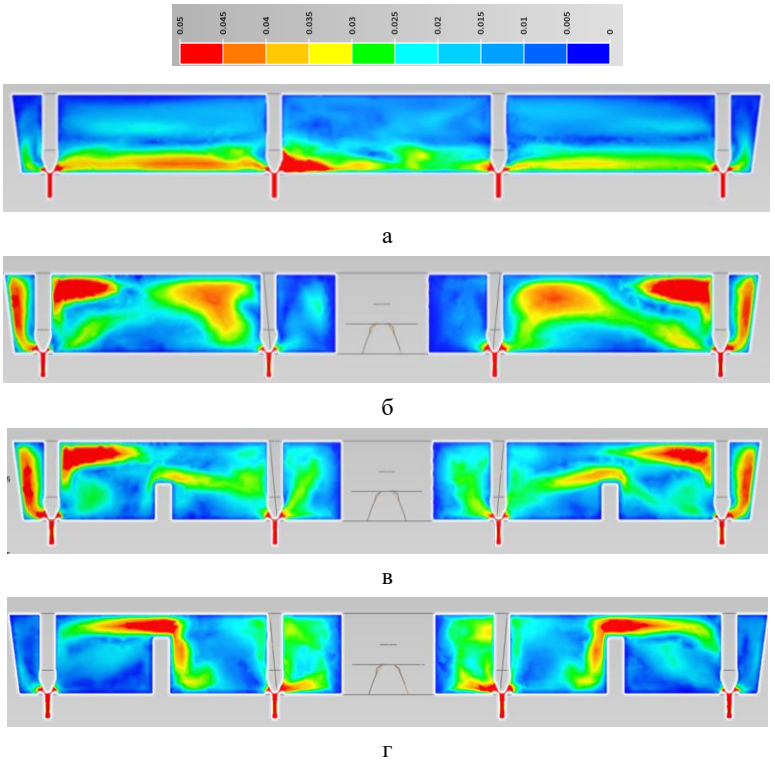


Рисунок 2 – Розподіл швидкостей потоку (м/с) у проміжному ковші в поздовжньому перерізі для базової конфігурації (*а*), зі скімером (*б*), зі скімером та перегородкою висотою 300 мм (*в*), зі скімером та перегородкою висотою 450 мм (*г*)

Крім того, локалізація зони підвищеної турбулентності в районі надходження металу із стальковша з одного боку збільшує час перебування включень в об'ємі проміжного ковша, підвищуючи ймовірність їх видалення, а з іншого – вимагає коригування геометрії металоприймача для запобігання надмірних висхідних потоків з високою турбулентністю в обмеженому об'ємі що потенційно небезпечно з точки зору можливості затягування шлакових включень в розплав.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

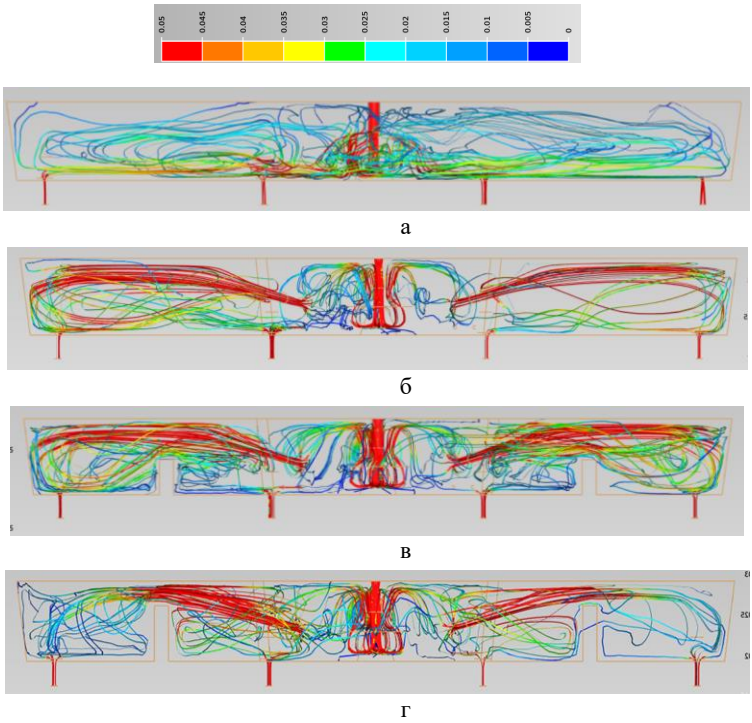
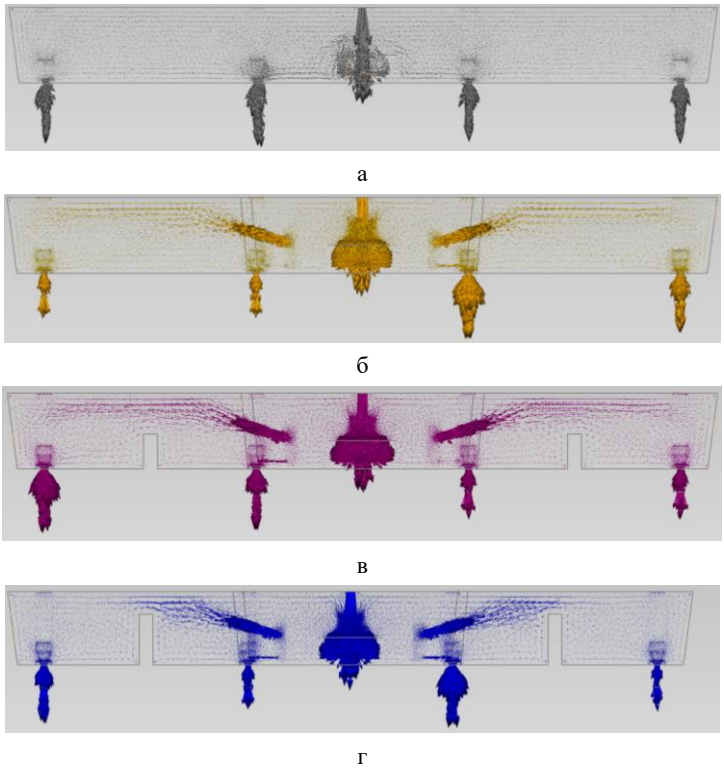


Рисунок 3 – Контури швидкостей потоку (м/с) у проміжному ковші для базової конфігурації (*а*), зі скімером (*б*), зі скімером та перегородкою висотою 300 мм (*в*), зі скімером та перегородкою висотою 450 мм (*г*).

Додавання до геометрії проміжного ковша перегородок забезпечує підвищення часу перебування металу в об'ємі ковша за рахунок послаблення зворотного потоку від крайніх до внутрішніх струмків в основному об'ємі. Але при цьому існує ймовірність утворення «мертвих» зон в нижній частині проміжного ковша. Ця проблема може бути вирішена або за рахунок додаткових отворів у скімері, або регулюванням висоти перегородок.

Додатково, використання перегородок призводить до збільшення площини контакту потоків підвищеної інтенсивності на дзеркалі металу, що позитивно впливає на видалення неметалевих включень у шлак. Але тут слід зазначити, що при виборі висоти перегородки потрібно мати на увазі мінімальний рівень металу на стадії зміни стальковша, щоб запобігти затягуванню шлаку потоками розплаву. Для цього планується провести додаткові розрахунки щодо оптимізації геометричних розмірів перегородки.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



а

б

в

г

Рисунок 4 – Векторне представлення потоків в об'ємі проміжного ковша для базової конфігурації (*а*), зі скімером (*б*), зі скімером та перегородкою висотою 300 мм (*в*), зі скімером та перегородкою висотою 450 мм *(г*).

Результати моніторингу наявності неметалевих включень у металі готових виробів показали суттєве зниження інтервалу наявних включень з початкових 50-100 мкм до 20-50 мкм зі стійкою тенденцією щодо зменшення кількості включень після першого етапу впровадження змін (зокрема, після встановлення скімера). Крім того, результати оцінки стану вогнетривкої футеровки проміжного ковша не виявили тенденції щодо підвищеної ерозії матеріалів після зміни конфігурації внутрішньої геометрії.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

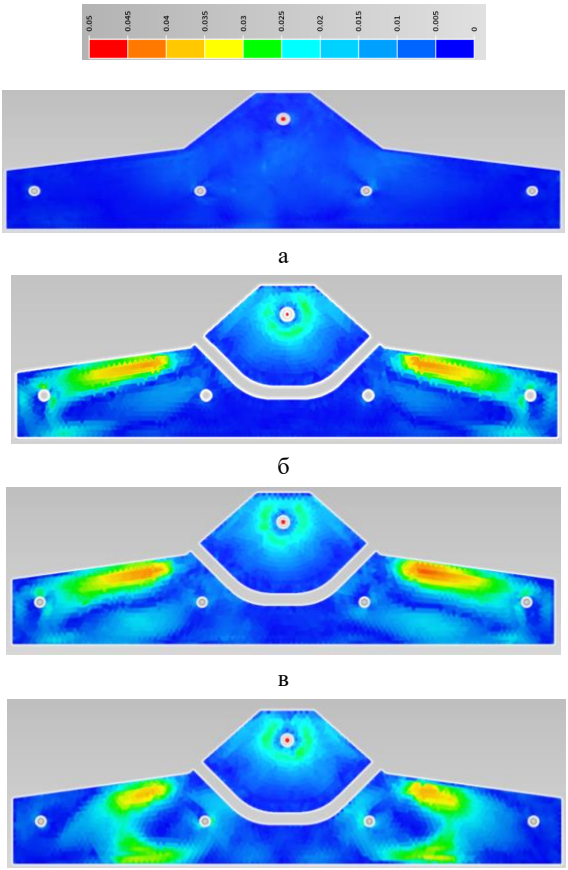


Рисунок 5 – Розподіл швидкостей потоку (м/с) на дзеркалі металу в промковші для базової конфігурації (*а*), зі скімером (*б*), зі скімером та перегородкою 300 мм (*в*), зі скімером та перегородкою 450 мм (*г*).

Висновки

Для оптимізації потоку рідкої сталі в проміжному ковші машини безперервного лиття круглої заготовки були створені чисельні моделі гідродинаміки потоків рідкої сталі з урахуванням змін у фактичній геометрії внутрішнього об’єму ковша

За результатами проведених розрахунків слід відзначити:

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

1. Використання скімера як «модифікатора» потоків призводить з одного боку до локалізації зони підвищенної турбулентності в районі захисної труби та металоприймача, а з іншої – надає потоку, що виходить з його бокових отворів, направленості в напрямку поверхні розподілу метал-шлак, що створює позитивні умови для видалення неметалевих включень. При цьому спостерігається істотна інтенсифікація та перемішування потоків в основній ванні проміжного ковша. Все це забезпечує створення сприятливих умов щодо зниження кількості неметалевих включень.

2. Використання додаткових перегородок в основній ванні проміжного ковша дозволяє додатково керувати в першу чергу інтенсивністю потоків. При цьому має місце збільшення площини контакту потоків розплаву підвищеної інтенсивності на дзеркалі металу, що позитивно впливає на видалення неметалевих включень у шлак.

3. Подальші дослідження температурних полів потоків, а також трекінгу неметалевих включень, дозволить розшири розуміння щодо наявності «застійних» зон, а також оцінити вірогідність потрапляння включень в ті або інші струмки.

4. Для верифікації розрахункових моделей та уточнення отриманих результатів планується проведення додаткових експериментів щодо фізичного моделювання процесів в проміжному ковші.

Перелік посилань

1. Sowa L. Effect of steel flow control devices on flow and temperature field in the tundish of continuous casting machine. *Archives of metallurgy and materials*. 2015. Vol. 60. No. 2. P. 843-847. https://doi.org/10.1515/amm-2015-0216

2. Sahai Y. Tundish technology for casting clean steel: A review. *Metallurgical and Materials Transactions B*. 2016. Vol. 47. P. 2095–2106. https://doi.org/10.1007/s11663-016-0648-3

3. Merder T., Pieprzyca J. Optimization of two-strand industrial tundish work with use of turbulence inhibitors: Physical and numerical modeling. *Steel Research International*. 2012. Vol. 83. No. 11. P. 1029–1038. https://doi.org/10.1002/srin.201200059

4. Mazumdar D., Guthrie R. I. L. The physical and mathematical modelling of continuous casting tundish systems. *ISIJ International*. 1999. Vol. 39. No. 6. P. 524–547. https://doi.org/10.2355/isijinternational.39.524

5. Sheng D.-Y. Mathematical modelling of multiphase flow and inclusion behavior in a single-strand tundish. *Metals.* 2020. Vol. 10, No. 9, 1213. https://doi.org/10.3390/met10091213

6. Chattopadhyay K., Isac M., Guthrie R. I. L. Physical and Mathematical Modelling of Steelmaking Tundish Operations: A Review of the Last Decade (1999-2009). *ISIJ International.* 2010. Vol. 50, No. 3. P. 331–348. https://doi.org/10.2355/isijinternational.50.331

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

7. Mazumdar D. Review, analysis, and modeling of continuous casting tundish systems. *Steel Research International*. 2019. Vol. 90, 201800279. https://doi.org/10.1002/srin.201800279

8. Fang Q., Zhang H., Luo R., Liu C., Wang Y., Ni H. Optimization of flow, heat transfer and inclusion removal behaviors in an odd multistrand bloom casting tundish. *Journal of Materials Research and Technology*. 2020. Vol. 9, No. 1. P. 347–363. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2019.10.064

9. Warzecha M. Numerical modeling of steel flow in a multi-strand continuous casting tundish. *Acta Metallurgica Slovaca*. 2014. Vol. 20, No. 2, 140-145.

10. Yang B., Deng A., Duan P., Kang X., Wang E. "Power curve" key factor affecting metallurgical effects of an induction heating tundish. *Journal of Iron Steel Research International*. 2022. Vol. 29. P. 151–164. https://doi.org/10.1007/s42243-021-00718-8

11. Chen C., Jonsson L.T.I., Tilliander A., Cheng G., Jönsson P.G. A mathematical modeling study of tracer mixing in a continuous casting tundish. *Metallurgical and Materials Transactions B*. 2015. Vol. 46. P. 169–190. https://doi.org/10.1007/s11663-014-0190-0

12. Zhu H.-H., Wang M., Yao C., Wang Z.-L., Wang X.-L., Bao Y.-P. Influence of non-iso-velocity casting on flow-field index of a 41-ton six-strand tundish by physical and numerical modeling. *Journal of Iron Steel Research International*. 2022. Vol. 30. P. 51–63. https://doi.org/10.1007/s42243-022-00821-4

13. Cloete J. H., Akdogan G., Bradshaw S. M., Chibwe D. K. Physical and numerical modelling of a four-strand steelmaking tundish using flow analysis of different configurations. *Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy*. 2015. Vol. 115. No. 5. P. 355–362

14. Zheng S.-G., Zhu M.-Y. Optimization of flow control devices in a ten-strand billet caster tundish. *China Foundry*. 2016. Vol. 13. P. 414–421. https://doi.org/10.1007/s41230-016-6082-y

15. He F., Zhang L.-Y., Xu Q.-Y. Optimization of flow control devices for a T-type five-strand billet caster tundish: Water modeling and numerical simulation. *China Foundry*. 2016. Vol. 13. P. 166–175. https://doi.org/10.1007/s41230-016-5132-9

16. de Sousa Rocha J. R., de Souza E. E. B., Marcondes F., de Castro J. A. Modeling and computational simulation of fluid flow, heat transfer and inclusions trajectories in a tundish of a steel continuous casting machine. *Journal of Materials Research and Technology*. 2019. Vol. 8. No. 5. P. 4209–4220. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2019.07.029

17. Ai X.-G., Han D., Li S.-L., Zeng H.-B., Li H.-Y. Optimization of flow uniformity control device for six-stream continuous casting tundish. *Journal of Iron and Steel Research International*. 2020. Vol. 27. P. 1035–1044. https://doi.org/10.1007/s42243-020-00418-9

18. Zhang J., Liu Q., Yang S., Chen Z., Li J., Jiang Z. Advances in ladle shroud as a functional device in tundish metallurgy: A review. *ISIJ International*. 2019. Vol. 59. No. 7. P. 1167–1177. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2019-044

19. Ramirez O. S. D., Torres-Alonso E., Banderas J. A. R., Villa S. A. A., Bocanegra C. A. H., Martínez J. S. T. Thermal and Fluid-Dynamic Optimization of a

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Five Strand Asymmetric Delta Shaped Billet Caster Tundish. *Steel Research International.* 2018. Vol. 89, 1700428. https://doi.org/10.1002/srin.201700428

20. Zhang H., Fang Q., Deng S., Liu C., Ni H. Multiphase Flow in a Five-Strand Tundish Using Trumpet Ladle Shroud during Steady-State Casting and Ladle Change-Over. *Steel Research International.* 2019. Vol. 90, 1800497. https://doi.org/10.1002/srin.201800497

21. Zhang J., Yang S., Chen Y., Chen Z., Zhao J., Li J., Jiang Z. Comparison of Multiphase Flow in a Continuous Casting Tundish Using Two Types of Industrialized Ladle Shrouds. *JOM*. 2018. Vol. 70, 2886–2892. https://doi.org/10.1007/s11837-018-2993-y

References

1. Sowa, L. (2015). Effect of steel flow control devices on flow and temperature field in the tundish of continuous casting machine. *Archives of metallurgy and materials*, 60 (2), 843-847. https://doi.org/10.1515/amm-2015-0216

2. Sahai, Y. (2016). Tundish technology for casting clean steel: A review. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 47, 2095–2106. https://doi.org/10.1007/s11663-016-0648-3

3. Merder, T., & Pieprzyca, J. (2012). Optimization of two-strand industrial tundish work with use of turbulence inhibitors: Physical and numerical modeling. *Steel Research International*, 83(11), 1029–1038. https://doi.org/10.1002/srin.201200059

4. Mazumdar, D., & Guthrie, R. I. L. (1999). The physical and mathematical modelling of continuous casting tundish systems. *ISIJ International*, 39 (6), 524–547. https://doi.org/10.2355/isijinternational.39.524

5. Sheng, D.-Y. (2020). Mathematical modelling of multiphase flow and inclusion behavior in a single-strand tundish. *Metals*, 10 (9), 1213. https://doi.org/10.3390/met10091213

6. Chattopadhyay, K., Isac, M., & Guthrie, R. I. L. (2010). Physical and Mathematical Modelling of Steelmaking Tundish Operations: A Review of the Last Decade (1999-2009). *ISIJ International*, 50 (3), 331–348. https://doi.org/10.2355/isijinternational.50.331

7. Mazumdar, D. (2019). Review, analysis, and modeling of continuous casting tundish systems. *Steel Research International*, 90, 201800279. https://doi.org/10.1002/srin.201800279

8. Fang, Q., Zhang, H., Luo, R., Liu, C., Wang, Y., & Ni, H. (2020). Optimization of flow, heat transfer and inclusion removal behaviors in an odd multistrand bloom casting tundish. *Journal of Materials Research and Technology*, 9 (1), 347–363. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2019.10.064

9. Warzecha, M. (2014). Numerical modeling of steel flow in a multi-strand continuous casting tundish. *Acta Metallurgica Slovaca*, 20 (2), 140-145.

10. Yang, B., Deng, A., Duan, P., Kang, X., & Wang, E. (2022). "Power curve" key factor affecting metallurgical effects of an induction heating tundish. *Journal of Iron Steel Research International*, 29, 151–164. https://doi.org/10.1007/s42243-021-00718-8

11. Chen, C., Jonsson, L. T. I., Tilliander, A., Cheng, G., & Jönsson, P. G. (2015). A mathematical modeling study of tracer mixing in a continuous casting tundish.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Metallurgical and Materials Transactions B, 46, 169–190. https://doi.org/10.1007/s11663-014-0190-0

12. Zhu, H.-H., Wang, M., Yao, C., Wang, Z.-L., Wang, X.-L., & Bao, Y.-P. (2022). Influence of non-iso-velocity casting on flow-field index of a 41-ton six-strand tundish by physical and numerical modeling. *Journal of Iron Steel Research International*, 30, 51–63. https://doi.org/10.1007/s42243-022-00821-4

13. Cloete, J.H., Akdogan, G., Bradshaw, S. M., & Chibwe, D. K. (2015). Physical and numerical modelling of a four-strand steelmaking tundish using flow analysis of different configurations. *Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy*, 115 (5), 355–362.

14. Zheng, S.-G., & Zhu, M.-Y. (2016). Optimization of flow control devices in a ten-strand billet caster tundish. *China Foundry*, 13, 414–421. https://doi.org/10.1007/s41230-016-6082-y

15. He, F., Zhang, L.-Y., & Xu, Q.-Y. (2016). Optimization of flow control devices for a T-type five-strand billet caster tundish: Water modeling and numerical simulation. *China Foundry*, 13, 166–175. https://doi.org/10.1007/s41230-016-5132-9

16. de Sousa Rocha, J. R., de Souza, E. E. B., Marcondes, F., & de Castro, J. A. (2019). Modeling and computational simulation of fluid flow, heat transfer and inclusions trajectories in a tundish of a steel continuous casting machine. *Journal of Materials Research and Technology*, 8 (5), 4209–4220. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2019.07.029

17. Ai, X.-G., Han, D., Li, S.-L., Zeng, H.-B., & Li, H.-Y. (2020). Optimization of flow uniformity control device for six-stream continuous casting tundish. *Journal of Iron and Steel Research International*, 27, 1035–1044. https://doi.org/10.1007/s42243-020-00418-9

18. Zhang, J., Liu, Q., Yang, S., Chen, Z., Li, J., & Jiang, Z. (2019). Advances in ladle shroud as a functional device in tundish metallurgy: A review. *ISIJ International*, 59 (7), 1167–1177. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2019-044

19. Ramirez, O. S. D., Torres-Alonso, E., Banderas, J. A. R., Villa, S. A. A., Bocanegra, C. A. H., & Martínez, J. S. T. (2018). Thermal and Fluid-Dynamic Optimization of a Five Strand Asymmetric Delta Shaped Billet Caster Tundish. *Steel Research International*, 89, 1700428. https://doi.org/10.1002/srin.201700428

20. Zhang, H., Fang, Q., Deng, S., Liu, C., & Ni, H. (2019). Multiphase Flow in a Five-Strand Tundish Using Trumpet Ladle Shroud during Steady-State Casting and Ladle Change-Over. *Steel Research International*, 90, 1800497. https://doi.org/10.1002/srin.201800497

21. Zhang, J., Yang, S., Chen, Y., Chen, Z., Zhao, J., Li, J., & Jiang, Z. (2018). Comparison of Multiphase Flow in a Continuous Casting Tundish Using Two Types of Industrialized Ladle Shrouds. *JOM*, 70, 2886–2892. https://doi.org/10.1007/s11837-018-2993-y

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

O. V. Shvets[1], Ph. D. (Tech.), Senior researcher, ORCID 0009-0005-4871-4402
D. V. Konovodov[1], Ph. D. (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0001-8282-4991
O. D. Petrov[2], Ph. D., ORCID 0000-0001-8688-043X
T. Y. Lisnycha[2], ORCID 0009-0004-2224-2622

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*
[2] *LLC "INTERPIPE UKRAINE"*

IMPROVING THE DESIGN OF THE TUNDISH OF THE CONTINUOUS CASTING MACHINE FOR ROUND BILLETS PRODUCTION USING NUMERICAL SIMULATION

Abstract. As the requirements to fineness of continuously cast round billets used in manufacture of critical products (railway wheels, special purpose pipes, etc.) demonstrate substantial growth, comprehensive technological solutions are needed to improve the quality of steel, primarily by reducing the number and size of non-metallic inclusions. Herewith, the tundish as the last unit with refractory lining plays a special role in this by removing inclusions through optimization of the liquid steel flows. Since the metal flow pattern is the basic component for productivity of continuous casting tundishes, the purpose of this study was to evaluate and optimize the hydrodynamics inside the four-strand tundish by using a comprehensive approach to changing its internal geometry. To ensure optimal conditions for removal of non-metallic inclusions in the tundish, it is necessary first of all to ensure long-term contact of metal and slag both by directing the metal flows to the metal-slag interface surface and by increasing the time of metal staying in the tundish. In regulation of the metal flows inside the tundish the main focus has been historically on the design and technological features of the impact pads in the zone of metal inflow from the steel ladle to reduce turbulent flows. Therefore, in the conducted studies, the attention was mainly paid to evaluating changes in the liquid steel flows inside the tundish through the use of other additional flow "modifiers" such as skimmers and baffles. It should be noted that in addition to the effect on the distribution of flows, an assessment was made of the possible impact of changes on prevention of excessive erosion of the refractory lining of the tundish. The evaluation was performed using the finite element numerical simulation method on the commercial software Thercast from Transvalor (France). The results of the actual evaluation of non-metallic inclusions in the finished products showed a substantial reduction in the interval of the existing inclusions from the initial 50-100 microns to 20-50 microns, with a stable trend towards a substantial decrease in the number of inclusions after the changes were implemented.

Key words: tundish, numerical simulation, skimmer, flow rate, non-metallic inclusions.

For citation: Shvets, O. V., Konovodov, D. V., Petrov, O.D., & Lisnycha, T. Y. (2024). Improving the design of the tundish of the continuous casting machine for round billets production using numerical simulation. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 308-320. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-308-320

Стаття надійшла до редакції збірника 12.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-321-335

УДК 669.18.046.5:669

П. О. Юшкевич[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-2675-0737

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ПРО ОСОБЛИВОСТІ КОНСТРУКЦІЙ ОДНОЯРУСНИХ ВЕРХНІХ ФУРМ КИСНЕВИХ КОНВЕРТЕРІВ

Анотація. Очікувані показники виробництва сталі в Україні за 2024 рік повинні перевищити виробництво 2023 року на 17%. До 75% світового виробництва сталі відбувається киснево-конвертерним способом. В Україні на сьогодні потужності конвертерного виробництва зосередженні на ПрАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», ПрАТ «Дніпровський металургійний завод», ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ». Для киснево-конвертерного способу отримання сталі, окрім самого конвертерного агрегату, однією з найважливіших складових обладнання є верхня фурма, визначення та пояснення особливостей роботи якої надано у цій роботі. Постійний розвиток та вдосконалення конструкцій верхніх фурм від моменту їх появи призвів до того, що вони мають різні конструктивні особливості, для пояснення яких, у роботі відповідно до мити сформульовано поняття: група сопел; ярусність; рядність верхньої фурми кисневого конвертеру. Наведено загальну будову верхньої фурми класичної конструкції. Охарактеризовано основні конструктивні особливості односоплових та багатосоплових верхнім фурм. Відзначено, що за принципом охолодження виділяють верхні фурми з центральним і периферійним підведенням води. Надано класифікацію наконечників верхніх фурм за кількістю та типом сопел, способом виготовлення. Відзначено, що найбільшого поширення у ведучих металургійних державах мають багатосоплові верхні фурми з соплами Лаваля у наконечнику з кількістю від 3 до 12 шт., в Україні з 4, 5, 6 соплами. Відповідно до сформульованих у роботі понять групи сопел, ярусності та рядності, такі верхні фурми визначені як одноярусні багатосоплові відповідно до тенденції розвитку багатоярусних та багаторядних конструкцій верхніх фурм. Важливо відзначити, що від вірного підбору верхньої фурми, залежить ряд параметрів перетворення розплаву, переваг та недоліків киснево-конвертерного способу одержання сталі порівняно з мартенівським та електросталеплавильним. Визначено, що подальша розробка нових верхніх фурм повинна бути у напрямку посилення існуючих та створення нових переваг конвертерного способу виробництва сталі з одночасним усунення недоліків.

Ключові слова: киснево-конвертерна технологія; конвертер, верхня продувка, верхня фурма, верхня одноярусна фурма, наконечник, сопла.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Посилання для цитування: Юшкевич П. О. Про особливості конструкцій одноярусних верхніх фурм кисневих конвертерів. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 321-335. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-321-335.

Актуальність роботи та стан питання. За 2024 рік запланований обсяг виробництва сталі відповідно до даних у відкритому доступі [1, 2] може скласти від 7300000 т/рік до 7500000 т/рік, що перевищує показники обсягу виробництва 2023 року на 17%. Можлива тенденція до збільшення обсягу виробництва сталі є позитивним сигналом так як металургія займає друге місце у економіці нашої держави за обсягом експорту [1, 2]. Важливо відзначити, що на сьогодні до 75% [3-8] світового виробництва сталі відбувається у конвертерах: верхньої, комбінованої, донної та бічної продувки, садка яких може досягати до 450 т. Відповідно до джерела [4] з 2017 р. доля конвертерної сталі в Україні перевищувала 70% від загального виробництва, однак нажаль у зв'язку з знищенням або критичним ушкодженням певних металургійних підприємств України у ході війни, відбулося перерозподілення співвідношення долі виробництва сталі між конвертерним, мартенівським і електросталеплавильним технологічним способом. Потужності конвертерного виробництва сталі на сьогодні зосередженні на трьох великих металургійних підприємствах України: ПрАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», ПрАТ «Дніпровський металургійний завод», ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ» [2, 7-9]. Сукупно у своїй структурі ці підприємства мають за проектними потужностями 11 конвертерних агрегатів садкою від 60 до 250 т, що розраховані під технологію верхньої продувки розплаву [8, 9]. Рівень завантаження проектних потужностей цих металургійних підприємств у 2023 році становив до 25 % . Важливо відзначити, що у світі окрім верхньої продувки має широке поширення комбінована (верхньо-донна) продувка конвертерної ванни, яка є сучаснішою та має більше керуючих впливів для контролювання перебігу перетворення розплаву [3, 5, 9].

Однією з важливих складових обладнання для реалізації як технології верхньої так і комбінованої (верхньо-донної) продувки конвертерної ванни та перетворення вихідного рідкого розплаву чавуну та металевого брухту на сталевий напівпродукт необхідного хімічного складу є верхня фурма [5-15]. На сьогодні існують багато різновидів верхніх фурм, що відрізняються за конструкцією стовбура, наявністю та кількістю продувних блоків та видом наконечників і сопел в них [5, 6, 8-10]. Таке різноманіття сприяє можливості підбору найбільш раціональної конфігурації верхньої фурми під певний

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

технологічний процес продувки розплаву, як верхньої так і комбінованої (верхньо-донної) у конвертерній ванні [5-15]. Додавання у конструкцію верхньої фурми декількох груп сопел, що розташовані на одному рівні у горизонтальній площині умовного перерізу і рознесені одна від одної за певною відстанню відносно вертикальної осі фурми призвело до появи поняття ярусності (ярусу, ярусів) та рядності (ряду, рядів) верхньої фурми. Разом з цим нажаль бракує сучасних наукових робіт за останні роки які надають широке представлення стосовно особливостей конструкцій багатосоплових та односоплових верхніх фурм, визначають поняття група сопел, ярусність та рядність верхніх фурм та ідентифікують багатосоплові та односоплові верхні фурми стосовно цих понять.

Мета роботи. Сформулювати поняття група сопел, ярусність, рядність для верхніх фурм та ідентифікувати багатосоплові, односоплові верхні фурми відповідно до них. Охарактеризувати основні конструктивні особливості властиві односопловим та багатосопловим верхнім фурмам. Відзначити конструктивні особливості верхніх фурм у конвертерних цехах України. Навести загальні переваги та недоліки конвертерного виробництва сталі пов'язані з вірністю підбору верхньої фурми.

Методика проведення досліджень. Базується на пошуку наукових літературних джерел, що відповідають за тематикою та змістом, меті роботи та подальшій їх аналітичній обробці. Завдяки проведеній обробці визначено необхідну інформацію та данні, що дали можливість сформулювати поняття група сопел, ярусність та рядність верхніх фурм. Охарактеризувати різновиди верхніх фурм в залежності від зміни конструктивних особливостей. Відзначити особливості верхні фурми у конвертерних цехах України. Обгрунтувати необхідність подальшого розвитку конструкцій верхніх фурм.

Основні матеріали дослідження. Верхня фурма класичної конструкції загалом складається з:

1. Наконечника у якому розташовані як продувні сопла так і система каналів для забезпечення проходження охолоджуючої води;
2. Трьох концентрично розташованих труб одна відносно одної, що мають збільшення діаметру від внутрішньої - найменшої, проміжної, до зовнішньої – найбільшої. Вільний простір що утворюється між стінками труб призначений для забезпечення подання продувного кисню, підведення та відведення потоку циркулюючої води для охолодження;
3. Систем компенсації термічного розширення і подовження

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

зовнішньої труби для внутрішньої і проміжної труби;

4. Трьох патрубків для з'єднання фурми з магістралями подання кисню, підведення та відведення охолоджуючої води.

Верхня фурма – продувний пристрій у вигляді стовбура з наконечником у якому розмішені сопла, використовується для конвертера та вводиться у його робочій простір через горловину, первинно до вихідної висоти з поступовою її зміною до початкового та робочого розташування, над дзеркалом металу. Призначений для подання через сопла наконечника на поверхню дзеркала рідкого розплаву (первинно чавуну), струменів технологічно чистого кисню – $\{O_2\}$, котрі забезпечують окислення домішок розплаву, що сприяє його перетворенню (рафінуванню) у сталевий напівпродукт необхідного хімічного складу. Взаємодія кисню – $\{O_2\}$ з рідким чавуном забезпечує окислення фосфору – [P], кремнію – [Si], марганцю – [Mn], вуглецю – [C], заліза – [Fe], незначної частки сірки – [S], в залежності від величини спорідненості елементу до кисню та інших необхідних фізико-хімічних умов для розвитку цього процесу. Всі утворені оксиди домішок, окрім продуктів окислення вуглецю, скупчуються в поверхневих шарах ванни утворюючи над розплавом металу покрив шлаку. Продукти окислення вуглецю монооксид – $\{CO\}$ і діоксид – $\{CO_2\}$ вуглицю, є образотворчими складовими потоку відхідних газів, що вивільнюється з робочого простору ванни конвертеру через горловину. Важливо відзначити, що першочерговими керуючими впливами, що регулюють процес окислення вище відзначених домішок в ході продувки конвертерної ванни є зміна інтенсивності продувки, витрати газу та/або висоти розташування фурми над поверхнею розплаву. Окрім кисню через верхню фурму можуть подаватися $\{N_2\}$ – азот, $\{Ar\}$ – аргон та інші технологічні гази як одночасно з поданням кисню – $\{O_2\}$ так і незалежно від нього у ході продувки.

Як вище відзначено технологічні гази подаються з сопла або сопел верхньої фурми та можуть мати дозвукову, звукову або надзвукову швидкість поширення за рахунок чого забезпечують розвиток циркуляційних гідрогазодинамічних процесів у об'ємі розплаву, сприяють перемішуванню, вирівнюванню його хімічного складу та температури. За температури сухого повітря – $t_{сп} = 20^oC$ звукова швидкість становить 343 м/с [5], відповідно до числа Маха, це значення записується як 1 Мах або альтернативно позначається М1 [5]. Дозвукові швидкості відповідають значенням меншим за М1. Надзвукові швидкості можуть становити від М1 та зазвичай до М2 (2 Маха) для верхньої фурми кисневого конвертера [5]. Вихідна швидкість струменя у значній мірі залежить не тільки від тиску газу,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

витрати та інтенсивності продувки, а й від типу профіля сопла за рахунок якого відбувається безпосереднє формування ядра струменю, структура якого зберігається на виході з сопла до меж довжини початкової ділянки струменю. За типом профілю у верхніх фурмах найбільшого поширення отримали сопла Лаваля, циліндричні та конічні. Сопло Лаваля забезпечує формування струменя з надзвуковою швидкістю, тобто вищою за М1 за дотримання усіх необхідних вихідних фізичних умов для цього. Циліндричне і конічне сопло забезпечує формування струменя з швидкістю звуку і нижче, тобто до М1 включно, а також мають межі повного розкриття (поширення) основної ділянки струменя приблизно у два рази більші ніж у струменя з сопла Лаваля порівняно.

Першочергово, зазвичай сопла розташовують сукупно на торці одного з найважливіших конструктивних елементів верхньої фурми, а саме наконечника. Сопла можуть бути розмішені не тільки на торці, а й бокових сторонах наконечника. Так чи інакше, зазвичай будь які сукупності сопел у наконечнику розташовані з нахиленням під певним кутом до вертикальної осі фурми, рівновіддалено одне від одного за колом певного діаметру та у одній площині умовного горизонтального перерізу. Постійний розвиток та вдосконалення конструкцій верхніх фурм [5-15] від моменту їх появи призвів, до створення конструкцій, що можуть мати у наконечнику декілька сукупностей сопел [6, 7, 9], розмішених за однією площиною у умовному горизонтальному перерізі і на певній відстані одна від одної відносно вертикальної осі верхньої фурми. Окрім наконечника фурми з соплами, на стовбурі верхньої фурми можуть бути розташовані окремі продувні блоки, що теж можуть мати від однієї до декількох сукупностей сопел [5-15]. Наявність у одній верхній фурмі декількох окремих сукупностей сопел розташованих у наконечнику або продувних блоках за їх використання, призвела до використання таких характеристик у описі верхніх фурм як група сопел, ярусність і рядність, про які сформульовані у цій роботі наступні поняття:

1. Група сопел – сукупність сопел, що можуть бути розміщенні у наконечнику або продувному блоці верхньої фурми, так щоб сопла були розташовані разом на одному рівні у горизонтальному перерізі за колом одного діаметру. Відстань між двома січними площинами розташування груп сопел за горизонталлю перерізу кола одного діаметру відносно вертикальної осі фурми, ведено як висоту основного перерізу розташування сопел;

2. Ярусність (ярус, яруси) верхньої фурми кисневого конвертеру введено для розташування першої групи сопел у наконечнику фурми, відносно поверхні (дзеркала) розплаву у стані спокою та кожної

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

наступної групи сопел розташованої окремо від неї та однієї від одної у продувному блоці або віддалено на стовбурі фурми за вистою вертикальної осі фурми не менше ніж на калібр наконечника фурми або продувного блоку, що визначається відповідно до більшого значення цього розміру;

3. Рядність (ряд, ряди) верхньої фурми кисневого конвертеру введено для випадку розміщення більше однієї групи сопел у наконечнику або продувному блоці верхньої фурми, відносно поверхні (дзеркала) розплаву у стані спокою, коли наступні групи від першої групи сопел розташовані окремо одна від одної у межах розміру висоти наконечнику фурми або продувного блоки і відстань між ними не перевищує цього розміру.

Наконечник верхньої фурми приварюється до торця труб стовбура фурми. У якості матеріалу для наконечника фурми використовують переважно мідь, через один з найкращих показників теплопровідності, рідинно текучості, оброблюваності, зварюваності та її сплави з іншими кольоровими металами. У якості матеріалу труб стовбура фурми використовують сталь. Матеріали з яких виготовлені труби стовбура фурми та наконечник, не розраховані самостійно витримувати високі температури сталеплавильних процесів. У зв'язку з чим для зниження температури як стовбура так і наконечника фурми у ході використання для продувки розплаву, передбачено безперервне водяне охолодження, циркулюючим потоком з рекомендованою швидкістю від 8 м/с [5], який бере на себе тепловідведення від конструктивних елементів фурми для підтримання їх допустимої робочої температури за якої вони зберігають свої механічні властивості.

За реалізацією принципу охолодження виділяють верхні фурми з центральним і периферійним підведення охолоджуючої води. У випадку фурм з центральним підведенням охолоджуючої води за каналом внутрішньої – найменшої за діаметром труби відбувається подання охолоджуючої води. У межах вільного проміжку – каналу між внутрішньою і проміжною трубою відбувається подання продувного газу. Межі вільного проміжку – каналу між проміжною і зовнішньою трубою призначені для відведення нагрітої води, що була вже використана для охолодження конструктивних елементів верхньої фурми.

Фурма з периферійним підведенням води на відміну від схеми з центральним підведенням, передбачає подання через канал внутрішньої труби продувного газу, через вільний проміжок - канал між внутрішньою і проміжною трубою охолоджуючої води, а вільний проміжок – канал між проміжною і зовнішньою трубою, також призначений для відведення нагрітої води.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

У обох випадках сполучення стовбура фурми, що складається з трьох концентричних труб з наконечником фурми, повинно ізолювати канал підведення технологічного газу від взаємопов'язаних каналів підведення та відведення охолоджуючої води взаємоузгоджених для забезпечення циркуляційного руху води з необхідною швидкістю. Треба відзначити, що досвід експлуатації цих різновидів схем у підході до реалізації способу охолодження стовбура і наконечника фурми, довів більшу практичність у експлуатації фурм з периферійним підведенням охолоджуючої води, які на сьогодні і мають поширення у киснево-конвертерних цехах ПрАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», ПрАТ «Дніпровський металургійний завод», ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ».

Разом з цим важливою конструктивною рисою верхніх фурм є наконечник. Наконечники верхніх фурм можна класифікувати за:

1. Кількістю сопел на: односоплові; багатосоплові та багаторядні (дворядні, трирядні та ін.).

2. Типом сопел: Лаваля; простої геометричної форми (циліндричні, конічні та ін.); складної геометричної форми (сопла, що складаються з декількох врізаних геометричних фігур; мають завади або нарізи на внутрішній поверхні у профілі).

3. Способом виготовлення: цільноточені; литі; зварено-штамповані.

Цільноточені наконечники – виготовлюють переважно шляхом токарної, свердлильної обробки цільної заготовки за допомогою мультифункціональних комбінованих верстатів з числовим програмним забезпеченням (ЧПУ) заздалегідь складеними програмами відповідно до робочих креслень. Такий підхід до виготовлення дозволяє отримувати наконечники верхніх фурм, що мають високі показники геометричної точності, гладку внутрішню поверхню, відсутність дефектів пов'язаних із зварюванням та відливанням, відсутність внутрішніх напруг, високі характеристики механічних властивостей та показники стійкості. До недоліків належить потреба у вихідній заготовці, обмеження конструктивної складності можливостями верстата та особливостями типів обробки, висока вартість та складність обладнання, найвища вартість з трьох способів виготовлення, у разі зношення або ушкодження одного з конструктивних елементів можливсть тільки повної заміни наконечника. Великі витрати матеріалу у ході процесу отримання з заготівки готового виробу.

Литі наконечники – виготовлюють за рахунок спеціальних технологій ливарного виробництва. Концепція конструкції майбутнього литого наконечника повинна враховувати ливарні обмеження пов'язані з виготовлення форм та відливанням. За кресленнями першочергово створюється 3-D модель у якості шаблону

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

(вихідного зразка) з врахуванням усіх розмірів до сотих міліметра. Створений прототип наконечника у вигляді 3-D моделі підлягає подальшому формуванню з використанням комбінованих форм, які дозволяють детально точно відтворити усі контури 3-D моделі. Литі наконечники мають високі показники стійкості, гарні механічні властивості, меншу вартість виготовлення та простіше обладнання порівняно з цільноточеними. Одними з недоліків таких наконечників можуть бути переливи або недоливи металу у важко доступних конструктивних місцях, утворення раковин або пор, у тому числі внутрішніх в результаті кристалізації металу, внутрішні напруги, шорсткість внутрішньої поверхні, обмеження у складності конструкції наконечників, що пов'язані з підходом до виготовлення, у разі ушкодження або зношення конструктивних елементів литих наконечників можлива тільки повна заміна наконечника.

Зварено-штамповані наконечники – виробляють за технологією відповідно до якої окремі конструктивні елементи виготовлюють методом штамповки на спеціальних пресах (механічних, гідравлічних, ексцентрикових та ін.) з подальшим їх зварюванням спеціальними методами (аргонодуговим, лазерним та ін.) у об'єднану цілісну конструктивну складову. За цією технологією виготовлення можлива комбінація різних матеріалів (сталь, мідь та різновиди її сплавів), котрі можуть окремо підбиратися для кожного складового елемента наконечника, в залежності від його розташування у конструкції, теплового навантаження на цей елемент у ході експлуатації та ефективності охолодження. Таке комбінування матеріалів дозволяє максимально раціоналізувати витрати та суттєво знизити вартість матеріалів. Технологія також дозволяє створювати конструкції наконечників складних геометричних форм та деталізації, що за певних випадків окрім операцій зварювання, викликає необхідність використання точних операцій пайки дрібних та геометрично складних деталей. Окремо виготовлені деталі мають високу геометричну точність штампованих елементів. У ході зношення або ушкодження можлива заміна окремих елементів наконечника. Зварено-штамповані наконечники мають найнижчу вартість порівняно з цільноточеними та литими. Разом з цим недоліки такої технології виготовлення полягають у тому, що зварні шви є потенційними місцями внутрішніх концентричних напружень та появи тріщин. Також спостерігається наявність дефектів зварних швів та/або пайки, щільності стикування конструктивних елементів після зварювання один відносно одного, що призводить до погіршення параметрів геометричної точності. Ускладнення конструкції наконечника викликає необхідність у збільшені кількості зварних шві та виконання операцій пайки. Такі

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

наконечники мають нижчу надійність та стійкість порівняно з цельноточеними або литими.

Відповідно до отриманих даних за технологією виготовлення найбільшого поширення для верхніх фурм кисневих конвертерів в Україні довгий час мали зварено-штамповані наконечники, а з 2000-х років набули поширення литі наконечники. Так в умовах ПрАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», ПрАТ «Дніпровський металургійний завод», ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ», переважало використання литих наконечників, закордонних виробників.

За всіма наведеними технологіями виробництва можливо одержання як односоплових наконечників так і багатосоплових, багаторядних. Односаплові та багатосоплові наконечники в останні десятиліття розвитку киснево-конвертерного виробництва переважно використовують з соплом або соплами Лаваля. У багаторядних зазвичай одночасно використовують як сопла Лаваля так і простої геометричної форми (циліндричні, конічні та ін.). У кожному випадку верхньої фурми наконечник має свій зовнішній діаметр – калібр, що відповідає діаметру – калібру зовнішньої труби фурми, певні геометричні розміри сопел та їх кількість. Обрання типу геометрії сопел (сопла) їх кількості та геометричних розмірів кожного сопла, залежить від необхідних газодинамічних характеристик струменю на виході з сопла (структура, швидкість, відстань та межі поширення), садки конвертерної ванни, інтенсивністю продувки, витрати технологічного газу, типу продувки, висоти розташування фурми та ряду інших важливих технологічних факторів.

Найбільшого поширення у ведучих металургійних державах: Сполучених Штатах Америки (США); Україні; країнах Європейського Союзу (ЄС); Китаї; Японії; Індії, Південній Кореї та ін. [5, 8-10] на сьогодні мають багатосоплові верхні фурми з соплами Лаваля. Кількість сопел у наконечнику цих фурм маже складати від 3 до 12 шт., за садки промислових конвертерів від 5 до 400 т [5]. В Україні мали широке застосування верхні фурми з 4, 5, 6 соплами Лаваля за садки конвертерів від 60 до 350 т [8, 9]. Відповідно до введених понять групи сопел, ярусності та рядності, такі верхні фурми можна визначити як одноярусні багатосоплові в тенденції розвитку багатоярусних та багаторядних конструкцій верхніх фурм. Не зважаючи на широке поширення конструкцій одноярусних багатосоплових верхніх фурм у наш час в Україні та світі, вони мають обмежені можливості з точки зору керуючого впливу на перебіг продувки.

Важливо відзначити, що від вірного підбору конструкції верхньої фурми, під реалізацію дуттьового режиму для технології киснево-

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

конвертерного виробництва, залежить ряд параметрів перетворення розплаву. Також це впливає на проявлення переваг та недоліків виробництва сталі киснево-конвертерним способом, порівняно з мартенівським та електросталеплавильним. За киснево-конвертерним способом виробництва сталі можна виділити наступні переваги:

1. Найвища продуктивність. Такий показник забезпечується за рахунок того, що тривалість конвертування розплаву до отримання сталевого напівпродукту може становити від 60 до 15 хвилин;

2. Швидше протікання усіх фізико-хімічних процесів пов'язаних з окисленням домішок вихідного розплаву за рахунок безпосередньо прямого подання до його об'єму від 2,5 $м^3$/хв·т до 6 $м^3$/хв·т [5] {O2} – кисню зі звуковою або надзвуковою швидкістю;

3. Незначні капітальні витрати, на будівництво, капітальну реконструкцію та поточний ремонт конвертерних агрегатів, технологічного обладнання для конвертування сталі;

4. Вища економічність, це забезпечується тим, що технології конвертерного виробництва сталі потребують менше енергії на виробництво 1 т. сталі і можуть обходитись без зовнішніх окремих джерел енергії (електроенергія, паливні носії енергії);

5. Сприятливі умови для переробки у конвертері значної кількості металевого брухту (скрапу) до 30 %, будь якого хімічного складу та іншої твердої металошихти від загальної металевої шихти;

6. Краща керованість перебігом технологічного процесу перетворення розплаву у сталеплавильний напівпродукт;

7. Ліпші екологічні показники за рахунок меншого впливу на навколишнє середовище порівняно з мартенівським способом;

До недоліків конвертерного виробництва сталі порівняно з електросталеплавильним можна віднести:

1. Залежність успішності та тривалості конвертування розплаву від: початкової температури рідкого чавуну; вихідного вмісту: [Si] – кремнію, [Mn] – марганцю, [C] – вуглецю та кількості металевого брухту у співвідношенні шихтовки плавки;

2. Велика інтенсивність утворення відхідних конвертерних газів та пилу у ході продувки;

3. Неможливо проведення плавки без рідкого чавуну, що має температуру від 1260 ºС, з використанням тільки твердої металошихти;

4. Складність видалення [S] – сірки з розплаву, під час його переробки в кисневому конвертері;

5. Висока окисненість шлаку. Вміст різновидів форм оксиду заліза (FeO) у шлаковому розплаві, може зростати від 10 до 25 %;

6. Підвищений вміст кисню та азоту у сталевому напівпродукті;

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

7. Утворення металевих (заметалювання), металошлакових або шлакових настилів на верхній фурмі, горловині конвертеру та екрануючих поверхнях кіссону газовідвідного тракту.

У подальшому розроблення нових верхніх фурм повинно бути спрямовано на створення конструкцій, що дозволять посилити існуючі переваги конвертерного способу виробництва сталі та забезпечити нові, одночасно з зведенням недоліків до мінімуму або їх повним усуненням за можливості.

Висновки

В Україні на сьогодні потужності конвертерного виробництва сталі зосередженні на трьох великих металургійних підприємствах: ПрАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», ПрАТ «Дніпровський металургійний завод», ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ» . Рівень завантаження проектних потужностей цих металургійних підприємств у 2023 році становив до 25 %.

Окрім самого киснево-конвертерного агрегату, однією з найважливіших складових для реалізації конвертерного способу виробництва сталі є верхня фурма. Постійний розвиток та вдосконалення конструкцій верхніх фурм від моменту їх появи призвів до того, що вони мають різні конструктивні особливості, для пояснення яких, у роботі було сформульовано поняття: група сопел; ярусність (ярус, яруси); рядність (ряд, ряди) верхньої фурми кисневого конвертеру. Відповідно до сформульованих у роботі понять верхні односоплові та багатосоплові фурми класичної конструкції, були визначені як одноярусні в тенденції розвитку багатоярусних та багаторядних конструкцій верхніх фурм.

Найбільшого поширення у ведучих металургійних державах: Сполучених Штатах Америки (США); Україні; країнах Європейського Союзу (ЄС); Китаї; Японії; Індії та ін. на сьогодні мають багатосоплові одноярусні верхні фурми з соплами Лаваля у наконечнику від 3 до 12 шт., саме в Україні широке застосування мають з 4, 5, 6 соплами Лаваля. Не зважаючи на широке поширення конструкцій одноярусних багатосоплових верхніх фурм у наш час в Україні та світі, вони мають обмежені можливості з точки зору керуючого впливу на перебіг продувки.

Вірний підбір конструкції верхньої фурми, під реалізацію дуттьового режиму для технології киснево-конвертерного виробництва сталі, впливає на ряд параметрів перетворення розплаву, переваг і недоліків над мартенівським та електросталеплавильним способом виробництва сталі.

Подальша розробка нових конструкцій верхніх фурм повинна бути

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

спрямовано на посилення існуючих та забезпечення нових переваг конвертерного способу виробництва сталі над іншими способами, одночасно з зведенням до мінімуму недоліків за можливістю з повним їх усуненням.

Перелік посилань

1. Григоренко Ю. Українські метпідприємства у 2024 році можуть збільшити виплавку сталі до 7,3 млн. т. Веб-сайт https://metinvest-smc.com. URL: https://is.gd/w24pkf (дата звернення 30.11.2024).

2. Юшкевич П. О. Сучасний стан та переваг киснево-конвертерне виробництва сталі в Україні. *Збірник тез: Всеукраїнської науково-технічної конференції «Наука і металургія присвячена 85-річчю ІЧМ НАН України».* Дніпро. 19-20 листопада 2024 р. Дніпро: Візіон. С. 12.

3. Гарбатенко В. Ключові технології виплавляння сталі. Веб-сайт https://metinvest-smc.com. URL: https://is.gd/w24pkf (дата звернення 30.11.2024).

4. Основним способом виплавки сталі в Україні залишається киснево-конвертерний: більше 70% виробництва: веб-сайт. URL: https://ukrrudprom.ua/news/Osnovnim_sposobom_viplavki_stali_v_Ukraine_ostaetsya_kislorodnok.html (дата звернення 30.11.2024).

5. *Конвертерне виробництво сталі:* теорія, технологія, якість сталі, рециркуляція матеріалів і екологія / Бойченко Б. М., Охотський В. Б., Харлашин П. С. Дніпро : Дніпро-ВАЛ, 2006. 456 с.

6. Величко А. Г., Бойченко Б. М., Грішин В. С., Шипко А. І. Досвід використання наконечників кисневих фурм с дворядним розміщенням сопел в умовах ПАТ «ДМЗ». *Металургійна і гірничорудна промисловість*. 2010. №7. С. 115–116.

7. Чернятевич А. Г., Вакульчук В. В., Сигарев Е. Н. Підвищення ефективності верхньої продувки ванни 160-т конвертерів з використанням двоярусної кисневої фурми. *Сталь.* 2017. № 9. С. 9–13.

8. Юшкевич П. О. Стан та досвід використання кисневих конвертерів на металургійних підприємствах сучасної України. *Фундаментальні та прикладні проб-леми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 304–315. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-304-315

9. Зражевский А. Д., Чернятевич А. Г., Сущенко А. В., Гриценко А. С. Стан і подальше вдосконалення конструкцій кисневих фурм в конвертерних цехах України. *Металургійна і горнорудна промисловість*. 2014. №6. С. 20-30.

10. Величко А. Г., Чернятевич А. Г., Сущенко А. В., Чернятевич І. В. Раціональні конструкції багатосоплових наконечників для киснево-конвертерних фурм. *Металургійна і гірничорудна промисловість*. 2012. №7. С. 49–52.

11. Хаустов В., Венгер В. Будівництво електрометалургійних заводів є перспективним напрямом розвитку металургійної галузі загалом. URL: https://zn.ua/ukr/macrolevel/metalurgiya-ukrayini-kudi-ydemo-307033_.html (дата звернення 29.11.2024).

12. Чернятевич А. Г., Сигарев Е. Н., Чернятевич І. В. Нові розробки конструкцій кис-невих фурм і способів продувки ванни 160-т конвертерів ПАТ

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

«Арсе-лорМіталл Кривий Ріг». *Теорія і практика металургії.* 2010. № 1–2. С. 31–38.

13. *Технології одержання металів та сплавів для ливарного виробництва* / Верховлюк А. М., Нарівський А. В., Могилатенко В. Г. Київ: Видавничий дім "Вініченко". 2016. 224 с.

14. Полєтаєв В. В. Конспект лекцій з дисципліни «Технологія виплавки сталі». Кам'янське: Дніпровський державний технічний університет. 2012. 104 с.

15. Чернятевич А. Г., Коваленко А. Г., Сущєнко А. В. Розробка і вдосконалення конструкції двоярусної фурми для 160-т конвертерів ПАТ «ЄМЗ». *Теорія і практика металургії*. 2014. № 3-6. С. 20-28.

References

1. Hryhorenko, Yu. (2024). *Ukrainski metpidpryiemstva u 2024 rotsi mozhut zbilshyty vyplavku stali do 7.3 mln. t*. URL: https://is.gd/w24pkf

2. Yushkevych, P. O. (2024). Suchasnyi stan ta perevah kysnevo-konverterne vyrobnytstva stali v Ukraini. *Zbirnyk tez Vseukrainskoi naukovo-tekhnichnoi konferentsii "Nauka i metalurhiia prysviachena 85-richchiu IChM NAN Ukrainy", Dnipro, 19-20 lystopada 2024.* Vizion. P. 12.

3. Harbatenko V. (2024). *Klyuchovi tekhnolohiyi vyplavlyannya stali*. URL: https://is.gd/w24pkf

4. *Osnovnym sposobom vyplavky stali v Ukraini zalyshaietsia kysnevo-konverternyi: bilshe 70% vyrobnytstva*. (2017). URL: https://ukrrudprom.ua/news/Osnovnim_sposobom_viplavki_stali_v_Ukraine_ostaetsya_kislorodnok.html

5. Boichenko, B. M., Okhotskyi, V. B., & Kharlashyn, P. S. (2006). *Konverterne vyrobnytstvo stali: teoriia, tekhnolohiia, yakist stali, retsyrkuliatsiia materialiv i ekolohiia*. Dnipro-VAL.

6. Velychko, A. H., Boichenko, B. M., Hrishyn, V. S., & Shypko, A. I. (2010). Dosvid vykorystannia nakonechnykiv kysnevykh furm s dvoriadnym rozmishchenniam sopel v umovakh PAT DMZ. *Metalurhiina i hirnychorudna promyslovist*, (7), 115–116

7. Cherniatevych, A. H., Vakulchuk, V. V., & Syharev, E. N. (2017). Pidvyshchennia efektyvnosti verkhnoi produvky vanny 160-t konverteriv z vykorystanniam dvoiarusnoi kysnevoi furmy. *Stal*, (9), 9–13

8. Yushkevych, P. O. (2023). Stan ta dosvid vykorystannia kysnevykh konverteriv na metalurhiinykh pidpryiemstvakh suchasnoi Ukrainy. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 304–315. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-304-315

9. Zrazhevskyi, A. D., Cherniatevych, A. H., Sushchenko, A. V., & Hrytsenko, A. S. (2014). Stan i podalshe vdoskonalennia konstruktsii kysnevykh furm v konverternykh tsekhakh Ukrainy. *Metalurhiina i hornorudna promyslovist*, (6), 20-30

10. Velychko, A. H., Cherniatevych, A. H., Sushchenko, A. V., & Cherniatevych, I. V. (2012). Ratsionalni konstruktsii bahatosoplovykh nakonechnykiv dlia kysnevo-konverternykh furm. *Metalurhiina i hirnychorudna promyslovist*, (7), 49–52

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

11. Khaustov, V., & Venher, V. *Budivnytstvo elektrometalurhiinykh zavodiv ye perspektyvnym napriamom rozvytku metalurhiinoi haluzi zahalom*. URL: https://zn.ua/ukr/macrolevel/metalurgiya-ukrayini-kudi-ydemo-307033_.html

12. Cherniatevych, A. H., Syharev, E. N., & Cherniatevych, I. V. (2010). Novi rozrobky konstruktsii kys-nevykh furm i sposobiv produvky vanny 160-t konverteriv PAT "Arse-lorMitall Kryvyi Rih". *Teoriia i praktyka metalurhii*, (1-2), 31–38

13. Verkhovliuk, A. M., Narivskyi, A. V., & Mohylatenko, V. H. (2016). *Tekhnolohii oderzhannia metaliv ta splaviv dlia lyvarnoho vyrobnytstva*. Vydavnychyi dim "Vinichenko"

14. Polietaiev, V. V. (2012). K*onspekt lektsii z dystsypliny "Tekhnolohiia vyplavky stali"*. Dniprovskyi derzhavnyi tekhnichnyi universytet

15. Cherniatevych, A. H., Kovalenko, A. H., & Sushchienko, A. V. (2014). Rozrobka i vdoskonalennia konstruktsii dvoiarusnoi furmy dlia 160-t konverteriv PAT "IeMZ". *Teoriia i praktyka metalurhii*, (3-6), 20-28

P. O. Yushkevych[1]**,** Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-2675-0737

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

FEATURES OF THE CONSTRUCTION OF SINGLE-TIER TOP TUYERES FOR OXYGEN CONVERTERS

Abstract. Expected steel production in Ukraine in 2024 is projected to exceed the 2023 output by 17%. Up to 75% of global steel production is carried out using the oxygen converter process. In Ukraine, the capacity of converter production is concentrated at PJSC ArcelorMittal Kryvyi Rih, PJSC Dnipro Metallurgical Plant, and PJSC Kamet Steel. For the oxygen converter process, in addition to the converter agregat one of the most important components of the equipment is the top tuyere. In this work definition and explanation of the top tuyere operating principles are provided. Continuous development and improvement of top tuyere constructions since their inception have led to various construction features. To explain these, the concepts of nozzle group, tier, and row of an oxygen converter top tuyere are introduced in this work. The general structure of a classic top tuyere is presented. The main design features of single-nozzle and multi-nozzle top tuyeres are characterized. It is noted that, according to the cooling principle, top tuyeres with central and peripheral water supply are distinguished. A classification of top tuyere tip is provided based on the number and type of nozzles and the manufacturing method. It is noted that multi-nozzle top tuyeres with Laval nozzles in the tip with quantity from 3 to 12 are the most widely used in leading metallurgical countries, and in Ukraine, those with 4, 5, 6 nozzles in tip. According to the formulated notions for the nozzle group, tier, and row, such top tuyeres are defined as single-tier multi-nozzle, corresponding to the trend towards the development of multi-tier and multi-row top tuyere designs. It is important to note that the correct selection of the top tuyere affects a number of parameters of the converting melt process, advantages and disadvantages of the oxygen converter method compared to the open-hearth and

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

electric steelmaking processes. It is determined that further development of new top tuyeres should be aimed at strengthening the existing and creating new advantages of the converter steelmaking process while simultaneously eliminating its drawbacks.

Key words: oxygen converter technology, converter, top tuyere, single-tier top tuyere, tip, nozzles

For citation: Yushkevych, P. O. (2024). Features of the construction of single-tier top tuyeres for oxygen converters. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 321-335. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-321-335

Стаття надійшла до редакції збірника 05.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-336-361

УДК 621.771.22:669.1, 621.771.23-413.083.133

I. Yu. Prykhodko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-5651-8106
P. V. Krot[2], Ph. D. (Tech.), Visiting Professor, ORCID 0000-0002-3347-3862
V. V. Raznosilin[1], Master of Science, ORCID 0000-0002-4463-4588
S. O. Vorobei[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-0119-3935
Ye. S. Klemeshov[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-6486-5319
M. S. Malygin[3], ORCID 0000-0003-0418-1235
I. A. Semenov[3], Ph. D. (Tech.), ORCID 0000-0003-2779-611X
K. Matyjaszczyk[3], ORCID 0000-0002-6003-6123

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *Wroclaw University of Science and Technology, Poland*
[3] *Liberty Częstochowa, Poland*

SYSTEM FOR AUTOMATIC FRONT ENDS CONTROL OF THICK PLATES BY ASYMMETRIC HOT ROLLING

Abstract. Research has been carried out and the problem of uncontrolled front ends bending of thick sheets in a hot rolling mill has been solved. A set of main factors has been determined that explain the reasons for the formation of the front end bending of the sheets during normal rolling. With the use of finite element modeling, a method of adequate influence on the front end plate curvature by the mismatch of the drives speed during the capture period is developed, depending on the entry plate thickness and the form factor of the deformation zone. The following influencing factors are considered: the "run length" of the faster roll over the sheet surface in the neutral section; the difference of contact stresses on the rolls; the neutral angles displacement and metal forward slip in the contacts with both rolls. Based on the established regularities, a control model was built. The model is implemented in the automatic control system of the industrial plate hot rolling mill 3600 of Huta Częstochowa (Poland). Leveling of the front ends of thick plates is realized by a controlled high-speed asymmetry of the rolling process during the sheets biting by the rolls, which made it possible to eliminate of the front end curvature of the sheets and increase the output product quality. The number of sheets with curvature, which requires re-hot straightening, has been reduced by 25%.

Key words: steel sheet, hot rolling mill, drive speed control, high-speed asymmetry, front end bending.

For citation: Prykhodko, I. Yu., Krot, P. V., Raznosilin, V. V., Vorobei, S. O., Klemeshov, Ye. S., Malygin, M.S., Semenov, I.A., & Matyjaszczyk, K. (2024). System for automatic front ends control of thick plates by asymmetric hot rolling.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy, 38, 336-361. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-336-361.

1. Introduction

Almost in every of thick plates hot rolling mills, as well as in the roughing stands of thin plates rolling mills, the problem exists of the front end bending up or down in the vertical plane, the so-called "ski" or “snake” effect. When the front end is bent upwards, especially when the work roll diameter is small, steel plate entering in the stand or the subsequent technological unit is difficult. When the front end is bent down, the guiding rollers and the transportation table rollers experience shock impacts during the rolled metal motion, thin sheets gets stuck in the roller table, and it is impossible to grip the plate in the following stands or passes. The direction and magnitude of the front end bending of the plate is determined by a significant number of factors, which cause asymmetric conditions for rolled metal in the deformation zone.

If there is an individual drive of every roll in the stand, it is possible to influence the curvature of the front end in order to reduce it or eliminate at all. To do this, it is necessary to automatically set the calculated difference between the rotation speeds of the upper and lower rolls until the metal is gripped and then smoothly reduce this speed difference after the rolling of the front end of the sheet, so as not to overload one of the drives during rolling and to equalize the loads. Such an algorithm for controlling the main drives requires the use of modern automation and digital signal processing tools.

A large number of research works [1-7], [12-71] have been devoted to the study of the effect of bending of the front ends of sheets during hot rolling, and many approaches to solve this problem have been proposed and patented, in particular, see [8-11].

Some leading manufacturers of plate mills offer in the package of options for upgrading or supplying with new mills the systems for front ends bending control of the plates [2, 32]. However, scientists are constantly trying to improve these systems in order to solve the problem of unpredictable bending of the front end of the sheets that follows from many relevant publications on this topic.

2. Factors and patterns of the front end bending of the sheet

Formation of the front end bending patterns (fig. 1) depends on several factors:

- the difference in the diameters and initial linear speeds of the rolls immediately before rolling;
- the difference in temperature, hence, the yield stress of the lower and upper surfaces of the sheet;
- the difference in the friction conditions in the contacts with the upper

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

and lower rolls associated with the amount and properties of the oxidation scale on the metal surfaces;

- the difference in torsional stiffness of the upper and lower rolls drivelines due to additional long intermediate shaft in one of the drivelines (upper roll in the investigated mill);
- the difference of angle of the metal entering into the roll gap, which depends, among other things, on the work rolls displacement for their better stability in the stand;
- the difference in the levels of the lower work roll surfaces and roller table rollers from the inlet and outlet sides of the stand;
- the initial bending, including periodic pattern, formed in the previous roughing stand or passes.



Figure 1 – Typical front end bending of the sheet

Observations in the mill 3600 have shown that even when the rolls have the same linear speed before loading (with taking into account the actual rolls diameters) the front end bending of the sheet occurs systematically upward. It is also noticed that the greater the front end bending of the sheet after rolling in the roughing stand, the greater the bending in the same direction in the first pass of finishing stand. Also, the longer the pause before rolling into the finishing stand, the greater the upward bending. With an increase in the pause time, the temperature difference on the upper and lower surfaces increases, since there is an air gap and re-radiation between the lower surface of the sheet and the transportation rollers, despite they are water-cooled. However, some researchers at other mills performed simultaneous measurements of the upper and lower surfaces temperature and determined that with water-cooled rollers the temperature of the lower surface is usually lower than the top by about 10-20°C.

Various patterns of the front ends bending are observed depending on the rolling level, i.e. the difference in height between the surface of the lower work roll and the transportation rollers (usually +10 mm, that is, the rolls are located above the rollers).

When considering methods to adequately influence the front end curvature of the sheet during rolling in rolls of the same diameter, it is

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

important to understand what causes the front end of the sheet to bend towards the roll with the higher or lower speed.

Analysis of the process patterns shows that the following main reasons play a role [71]:

1. The "run length" of the faster roll over the sheet surface is greater than that of the slower roll. In the general case, under conditions of low reduction and forward slip during rolling, this factor causes bending of the sheet towards the surface of a shorter length, i.e. towards the slower roll.
2. When the end of the sheet is bent, the length of the deformation zone from the side where the sheet is bent increases, and from the opposite side it decreases. On the side from which the end bends, the average contact stresses increase and the deformation increases. On the side to which the end is bent, the average contact stresses are reduced and the deformation is reduced. This factor contributes to the bending of the sheet towards the slower roll.
3. Difference in linear speeds of rolls causes mismatch of neutral angles in the deformation zones. The limit value of the neutral angle on the leading in speed (driving) roll tends to zero. The forward slip also disappear (there is a continuous metal lagging zone on the roll). At the same time, the neutral section on the slower roll is shifted towards the entry, and the forward slip of the sheet increases together with a decrease in the "run length". Neutral sections positions change symmetrically – one to the input, the second to the output. However, displacement towards the exit gives a smaller thickness change than displacement to the entrance of the deformation zone. This is because the specific thickness change per contact angle unit is greater from the entrance to the deformation zone. Therefore, a decrease in the neutral angle on the faster roll reduces the forward slip and the sheet exit speed, and the same increase in the neutral angle on the slower roll increases these parameters (see fig. 2). Moreover, the influence of a forward slip change on the slower roll is much higher, since the change in the sheet thickness for larger enter angles is greater per angle unit. This factor prevents the sheet from bending towards the slower roll.
4. With an increase of sheet relative deformation above the so-called critical degree, all other things being equal, the speed asymmetry (which value is comparable with the relative sliding speed of the metal in the forward slip zone) begins to compensate for the influence of unequal rolls “run length” on the sheet curvature due to the unequal changes of forward slip. In the region of the supercritical degree of deformation, the front end bending occurs towards the faster roll. With an increase of asymmetry, the forward slip on the faster roll decreases, tends to zero, and on the slower roll it continues to increase until the full slip of faster roll. The influence of forward slip increase on the slower roll with an increase in the degree of deformation

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

(with a constant speed asymmetry) is the reason for the dominance of this factor, leading to the front end bending towards the faster roll.

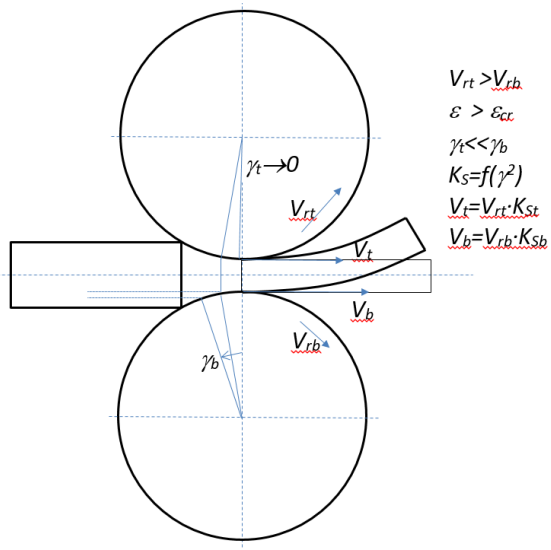


Figure 2 – Diagram explaining the formation of bending towards the drive roll when the degree of deformation is higher than the critical value

The case is shown in fig. 2 where the degree of deformation exceeds the critical value ε_{cr}, when the neutral angle γ on the slower roll has a greater effect on the metal exit speed than the restraining effect of the linear speeds difference of the rolls. Designations in the figure: V_r - linear rotation speed of the rolls; γ - neutral angle; K_s - metal forward slip coefficient. Additional subscripts *t* and *b* refer to the upper and lower rolls, respectively.

For the case of asymmetric rolling, the forward slip of the sheet can be estimated by the dependencies [67] using the Golovin-Dresden formula, respectively, from the top work roll:

$$S_t = S_t' + 0{,}5\left(\frac{V_b}{V_t} + 1\right); \quad (1)$$

and the lower work roll:

$$S_b = S_b' + 0{,}5\left(\frac{V_t}{V_b} + 1\right) \quad (2)$$

where $S_t' = R_t\gamma_t^2/h$; $S_b' = R_b\gamma_b^2/h$; R – roll radius, γ- neutral angle; h – exit strip thickness.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

In this case, the corresponding forward slip coefficients K_S are equal to:

$$K_{St} = 1 + S_t;\ K_{Sb} = 1 + S_b. \quad (3)$$

From these dependences it follows that the forward slip during rolling from the side of the slow roll, where the neutral angle significantly exceeds the neutral angle from the side of the faster roll, due to the proportionality to the neutral angle square of the metal flow rate under conditions when the degree of deformation is higher than the critical value, causes the sheet to bend towards the faster roll.

The critical value of the form factor $l_d/h_m \approx 2$, where l_d – is the length of the deformation zone; h_m is the average sheet thickness in the deformation zone. In this case, in the range of $H/R < 0{,}14$, the front end bending occurs towards the faster roll, while in the range of $H/R > 0{,}14$ – towards the slower roll [67], where H is the initial sheet thickness, R is the radius of the work rolls.

The expression corresponding to the critical conditions of deformation, in general form:

$$\frac{V_b}{V_t} = \frac{1+S_t}{1+S_b}. \quad (4)$$

These conditions should be interpreted as the conditions for the insensitivity of the kinematic asymmetry of the rolling process to the front end bending of the sheet.

Analytical expressions for the critical conditions of deformation during rolling have been obtained by various authors. More often, regression expressions are used, built based on processing calculated data obtained by finite element modelling of the asymmetric rolling process.

At the same time, an analytical approach can be used to solving this problem. One of such solutions is the expression of the critical value of the form factor of deformation zone [68]:

$$\log(\delta) = \sqrt{\frac{17{,}4+2{,}3\log(U_t/U_b)}{460{,}9+62{,}3\log(\sigma_Y/E)}}, \quad (5)$$

where, in the notations of the original source, $\log(\delta)$ is the decimal logarithm of the roll gap aspect ratio; U_t/U_b is the ratio of the linear speed of the upper and lower rolls; σ_Y/E is the ratio of the yield stress of the metal (resistance to plastic shear) to the elastic modulus in the deformation zone (Young's modulus). Hence, it follows that the critical values of the form factor of deformation zone are in the range of 1,7-2,3 under various actual conditions of asymmetric rolling. If to relate two expressions $l_d/h_m = 2$ and $H/R = 0{,}14$, then for such conditions we get a quadratic equation:

$$0{,}56\varepsilon^2 - 6{,}24\varepsilon + 2{,}24 = 0 \quad (6)$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

The first root of this equation is equal to the critical degree of deformation $\varepsilon_{cr} \approx 0{,}371$, at which, regardless of the mismatch of the rolls rotation speeds, the curvature of the front end is absent. This conclusion coincides very closely with the estimates given in [68].

If we express the average thickness at the deformation zone as the geometric mean of the entry and exit thicknesses, the relationship between ε and l_d/h_m is as follows:

$$\varepsilon = \frac{\frac{H}{R}\left(\frac{l_d}{h_m}\right)^2}{1+\frac{H}{R}\left(\frac{l_d}{h_m}\right)^2}. \qquad (7)$$

The amount of forward slip during rolling cannot exceed under any circumstances the relative degree of deformation of the sheet. The degree of mismatch of the rolls rotation speeds higher than the forward slip value in a symmetric process should lead to sliding of the faster roll and instability of the rolling process. Therefore, for various rolling conditions, with a different coefficient of friction, such a critical degree of asymmetry, at which the forward slip on the faster roll is zero, is the one at which the degree of asymmetry is equal to the amount of the forward slip during rolling. The greater the metal reduction, the greater the forward slip of the sheet. If the value of the asymmetry index of the rolling process [%] is equal to or exceeds the value of the forward slip during rolling [%], then an unstable state of the rolling process occurs. These circumstances should be taken into account when imposing restrictions on the speed asymmetry of the process in order to control the front end bending of the sheet under various rolling conditions.

3. FEM asymmetric rolling modelling and control model development

In order to develop a control model for individual drives of the finishing rolling stand by creating a controlled asymmetry of the rolling process, a FEM simulation of the process is performed in a specialized software package QForm [64].

The following options are calculated: initial sheet thickness 7; 10; 20; 30; 40; 60; 80 and 100 mm, degree of deformation 5; 10; 15; 20; 25; 30 and 35%. The diameter of the work rolls is 965 mm, the peripheral speed of the bottom roll is 50 rpm, top – 47,5 rpm (5% degree of mismatch). The temperature of the metal is assumed +800°C.

The deformed state diagram is adopted in three dimensions. The process is non-isothermal, thermal processes and contact heat exchange with work rolls (heat transfer coefficient 50 kW/(m^{2}K), having an initial mass average temperature of 38°C) are taken into account. The work rolls are taken in the calculations to be incompressible, absolutely rigid, moving in the vertical

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

plane of the stand with a stiffness modulus of 6,5 MN/mm, which is close to the actual value at the edges of the barrel without taking into account the elastic deflections of the roll. The deformable medium of the sheet is elastic-plastic. The deformable material is homogeneous isotropic, steel grade S355J2G3. The law of friction - Coulomb, the coefficient of friction is assumed constant and equal to f = 0,3. As a result of the numerical solution of the problem, the characteristics of the stress-strain state of the metal, the temperature field and the metal flow rate in the direction of rolling were determined (fig. 3).

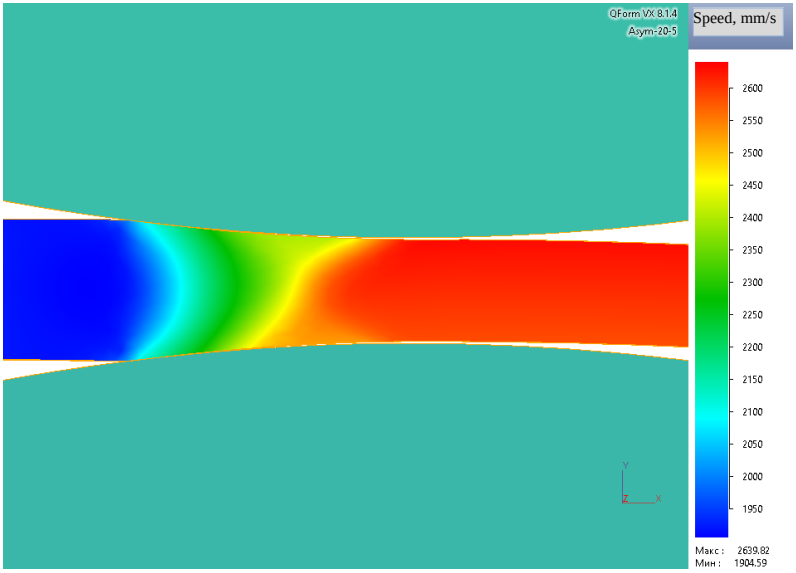


Figure 3 – The distribution of the metal flow rate along the X axis when rolling a sheet with an initial thickness of 30 mm; the mismatch of the rolls rotation speed -5%; the degree of deformation 25%; bending of the sheet towards the faster lower roll

The simulation results are summarized in the graphs in fig. 4, which shows the direction and magnitude of the curvature of the front end of the sheet depending on the initial thickness and form factor of the deformation zone (DZ) at known values of the degree of deformation. It follows from the figure that with an increase in the degree of deformation, the front end first bends towards the slower roll that corresponds to the dominance of the above mentioned factors 1 and 2. Upon reaching the critical value of the form factor of DZ (1,7-2,4) and corresponding to the rolling conditions of various thickness values of the degree of deformation (7,5-37,5%), the curvature changes sign to the opposite that corresponds to the dominance of the factors

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

3 and 4. This qualitative regularity was established by many authors who performed similar calculations and analysis (see, for example, [5]).

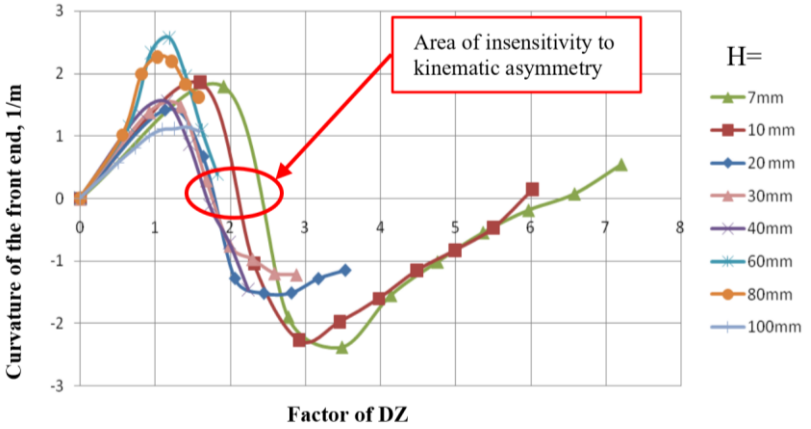


Figure 4 – Change in the curvature of the front end of the sheet depending on the initial thickness and shape factor of the deformation zone when the degree of deformation changes. Unbalance coefficient $k_{sym} = V_{up} / V_{dn} = 0{,}95$. Markers indicate the values of curvature at the degree of deformation sequentially 0; 5; 10; 15; 20; 25; 30; 35%, etc.

The critical values of the degree of deformation and the values of the form factor of the DZ corresponding to the rolling conditions are located at the points of intersection of the curves with the abscissa axis. In such conditions, on the one hand, the rolling process from the view point of the front end curvature becomes insensitive to disturbances of kinematic asymmetry, that is good. However, on the other hand, in these cases, theoretically, there is no possibility of the front end correction by purposefully influencing the mismatch of the rolls speed.

In addition, the cases of the action of various disturbing factors were simulated, such as the difference of the temperature between the lower and upper surfaces in the range from 25 to 50 °C, the difference in friction conditions in contact with the upper and lower rolls (the coefficient of friction f was changed in the range of 0,25-0,35 with the setting of a larger edge value of the range from the side of the upper work roll and a smaller one from the side of the lower).

The calculation results are shown in Table 1, which shows the values of the curvature of the front end of the sheet H_0 at the same linear speed of the rolls and the degree of deformation ε = 20%, depending on the initial thickness of the sheet H_0, the difference between the surface temperature of the sheet from bottom and from top $\Delta T = T_b - T_t$, as well as the values of the

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

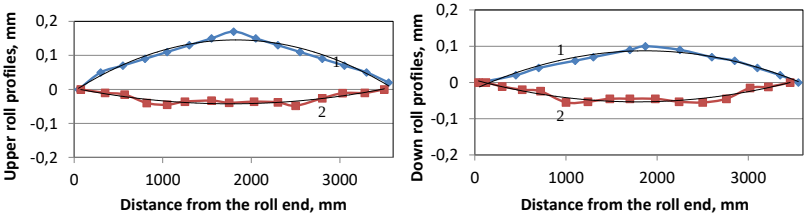
coefficient of friction above f_t and below f_b. From the side of the metal entrance into the rolls, the influence of the roller table and the guiding rolls with which the sheet contacts at the moment of gripping and in the process of rolling in the form of limiters for the movement of rolled products from the bottom was taken into account.

Table 1 – Results of calculations

Variants	Variable parameters of the rolling process				Curvature *
	H_0, mm	ΔT, °C	f_t	f_b	ρ, 1/m
1	30	25	0,3	0,3	0,028
2	30	50	0,3	0,3	0,117
3	60	25	0,3	0,3	0,073
4	60	50	0,3	0,3	0,081
5	30	0	0,35	0,25	0,577
6	60	0	0,35	0,25	0,149
7	30	0	0,332	0,3	0,204
8	60	0	0,332	0,3	0

* - positive curvature values correspond to the upward front end bending of the sheet and vice versa.

The regularities of the upper and lower work rolls profile wear are such that increased wear takes place on the upper work rolls, and their wear is approximately 1,5 times greater in comparison with the lower rolls (fig. 5).



(a) (b)

Figure 5 – Initial profile (1) and wear (2) of the upper (a) and lower (b) work rolls

Since the wear rate is directly proportional to the sliding friction coefficient approximately to the 4th power [66], then with the ratio of the wear rate of the upper rolls to the lower ones equal to 1,5, and all other things being equal, the ratio of the friction coefficients in the deformation zone from above to below should be approximately $1,5^{0.25}$ (see table 1 options 7 and 8).

Calculated estimates showed, on the whole, an insignificant effect of the temperature difference on the upper and lower surfaces of the sheet in real ranges of temperature variation, while the influence of the frictional interaction of the rolls and the sheet (coefficient of friction) plays a significant role in the systematic upward bending of the sheets without compensating for

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

this effect through mismatch roll speed.

So, for example, the curvature of the front end of the sheet (see the conditions in the caption to fig. 3 and in table 1) towards the colder upper surface, caused by the difference in temperature and, accordingly, the yield stress, is approximately (0,001...0,003) ΔT (m °C)$^{-1}$. The influence of the difference in the coefficient of friction (Δf) on the upper and lower rolls on the curvature of the sheet is estimated approximately (1,5...6) Δf (m^{-1}).

Note that the difference in temperature along the height of the rolled sheet affects its curvature after cooling and temperature averaging. For example, the difference in temperature between the lower and upper surfaces of a rolled sheet is its latent longitudinal curvature, which appears after cooling. For example, the difference 1 °C of the surface temperature of the sheet from the average value over the height corresponds to the latent longitudinal curvature of the steel sheet 1,2 IU, or about 0,5 mm over a length of 1 m, depending on the thickness of the sheet.

The cumulative effect of differences in temperature and friction conditions is most obvious for explaining the reasons for the systematic upward bending of the front end of the sheets in the finishing stand during symmetric rolling. Asymmetry factors such as the unequal diameter of the work rolls and the displacement of one of the rolls in the direction of rolling have a lesser effect in view of the small practical values of these parameters.

If to proceed from the fact that as a result of the action of the complex of factors considered, including systematic temperature gradients between the lower hotter surface of the sheets and the colder upper one, the difference in the torsional rigidity of the drivelines of the upper (with an additional intermediate shaft) and lower rolls, as a result of an increased coefficient of friction in contact with the upper roll, a systematic upward bending of the front end of the sheet occurs, then given a certain amount of curvature, which should be eliminated by creating a high-speed asymmetry of the rolling process, it is possible to obtain a model of control actions depending on the rolling conditions (fig. 6).

A discrete model has been implemented and the control algorithm provides for two steps.

1) The values of the actions between the curves for adjacent values of the initial thickness are calculated. In this case, the weighting factors take into account the degree of closeness of a particular input thickness to its fixed values, for which the nodal points are calculated and curves are plotted.

2) The required intermediate values between the obtained nodal points are calculated depending on the degree of deformation by the interpolation method.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

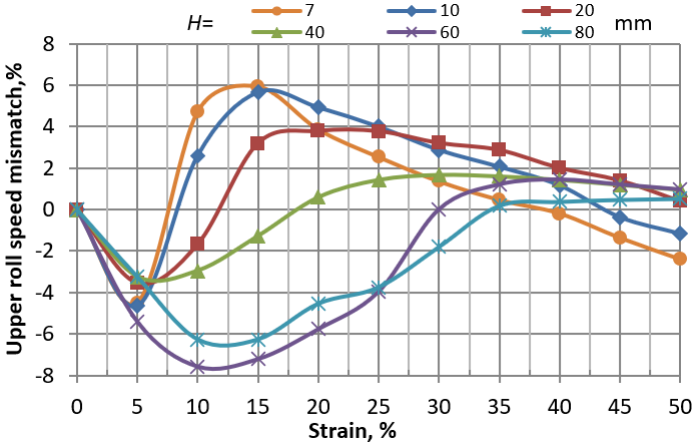


Figure 6 – Basic model of control actions required to compensate for systematic upward curvature of the front end of the sheet

4. Development and implementation of a control system

The development of the system was carried out in two stages. At the first stage, a simplified model of a digital controller was created and tested using the ADC/DAC USB-4704-AE ADVANTECH module for interaction with the existing analogue system for automatic control of electric drives of the stand and a local computer, where the controller itself was implemented in the software environment. At the second stage, an industrial fully functional prototype of a digital controller was implemented, in which the initial mismatch of the rolls rotation speed immediately before the sheet rolling automatically generated and the drives speed is controlled along the several passes depending on the assortment. Besides, visualization of the signals of the finishing mill stand and network communication with the server of the second level is provided. The scheme of data exchange and interaction with the existing rolling mill control subsystems is shown in fig. 7.

Taking into account the frequent cases of operation of the drives of one of the rolls in the generator mode with significant rolling asymmetry and the transition of the load torque through zero, the control algorithm in the digital controller provides only positive additions to the speed setting of one of the drives. This eliminates the opening of gaps in the drivelines when braking motors and the occurrence of dynamic processes in the drivelines.

At the first level, analogue-to-digital and digital-to-analogue conversion of signals is carried out using ibaNet750 components for interaction with the main control loops of the drives, and the digital controller itself is implemented in the ibaLogic software environment.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

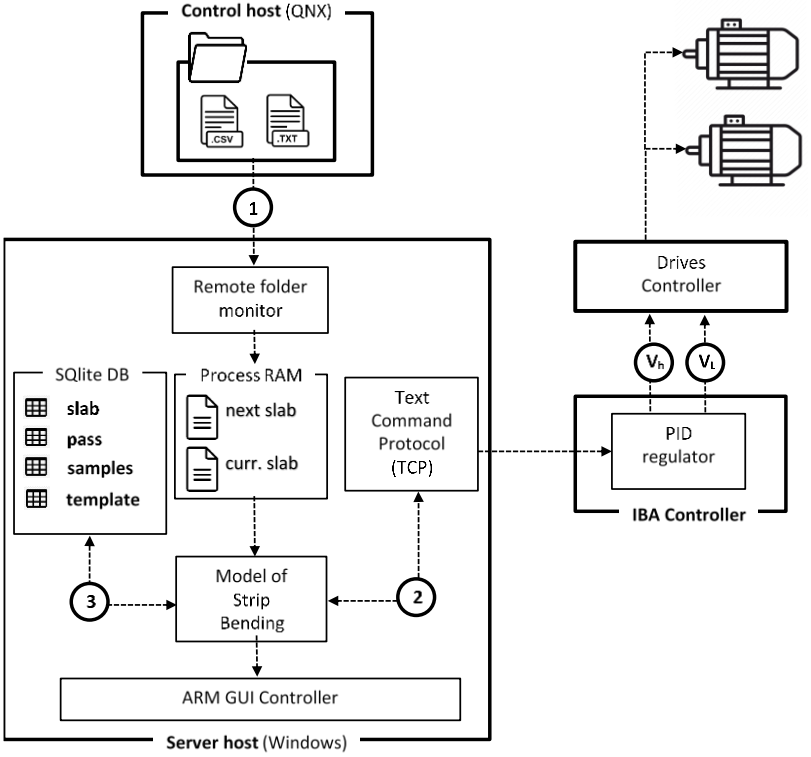


Figure 7 – Scheme of data exchange between the new system and mill control subsystems

At the second level of control, a server operates, which interacts with the sheet tracking system at the workshop level. The server has the functions of monitoring the parameters of the technological process and the actions of the operators to change the settings of the stand (the number of passes, reduction and sheet thickness, the end of rolling), synthesis of the developed model of control actions for the first-level controller in each pass, saving the calculated and actual parameters in the database, displaying system status and recommendations for mill operators.

At idle running without load, the PI-controller coefficients were adjusted and the stability of the entire control system was checked when the digital subsystem was connected in parallel with the main control loops of the electric drives of the finishing mill stand.

Communication between the mill control computer (QNX Neitrino OS) and the motor speed control server (Windows OS) is performed using file

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

transfer using a Windows network folder. This method of exchange was chosen to simplify the data transfer process with minimal changes to the existing software of the mill control system and monitoring the rolling process. The control program has been modified accordingly in order to generate files of a predetermined format in a given directory:

• csv-files contain information about the rolled sheet;

• txt files contain an additional set of flags about the roll processing mode.

On the server side, a module is implemented to track events for the appearance of new files in a specified network folder. When a new file appears, data from it is read, recognized and placed into the server's RAM (fig. 7, link 1). For the same roll, these mill settings for passes can be changed several times. In this case, the server recognizes this situation and, instead of creating a new record about the rolled sheet, updates the information in the previously created record. At the same time, two records are stored in the server's memory: for the current sheet and the next sheet that will be rolled after it.

The model of targeted front end bending of the sheet is implemented as a separate module. As the initial data for the calculation, the values from the record about the current rolled sheet are read. Part of the sheet information is transferred to the IBA controller. For this, a set of text commands is used, implemented over the TCP data transfer protocol (fig.7, link 2). Next, the setpoints are calculated and transferred to the IBA controller. The final setpoints are calculated using a PID controller and transferred as additional analog signals to the execution of the existing system, which directly controls the drives.

After the rolling stock has been rolled (in each pass), the controller transmits to the server the actual parameters of the rolling process in the form of individual values or arrays of numbers. After receiving data on the completion of the pass, the information is updated on the graphical user interface in the mill operator pulpit.

All information about rolled sheets is stored in the SQlite database (fig. 7, link 3). In addition to the sheet parameters, the parameters of all passes are saved. For each pass, various signals actually measured are stored, for example deviation of the sheet thickness from the target value. For each signal, its statistical characteristics are calculated and saved.

In addition to storing information in the database, the server carries out full logging of all important events in the form of text log files on the hard disk.

The mill operators have the opportunity at any time to turn off the automatic mode of setting the speed mismatch and switch to the manual control mode.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

5. Adaptation of the control model

In order to clarify the critical values of the deformation zone form factor (abscissas of the intersection of the curves with the X-axis for different values of the sheet thickness, see fig. 3), a passive experiment[1]. was performed. On a sufficient number of rolled sheets, there have been cases of rolling without the front end bending of the sheets. It was expected that statistically stable cases of flat front ends would indicate critical values of the degree of deformation for various groups of initial sheet thicknesses.

The data were processed (fig. 8) and found out the "successful" rolling conditions (initial thickness, degree of deformation, as well as the degree of mismatch of the rolls speed). These cases are shown in fig. 8, from which it follows that "successful" cases (without the front ends bending of the sheets) in the passes when rolling sheets with an initial thickness of 50 mm and above correspond to the conditions when the degree of their deformation in absolute value is close to the degree of mismatch of the rotation speed of the upper work roll relative to bottom. In the area of real values of the degree of deformation (up to 15%) when rolling plates with a thickness of 50 mm or more, this regularity was taken into account by correcting the control model (fig. 6).

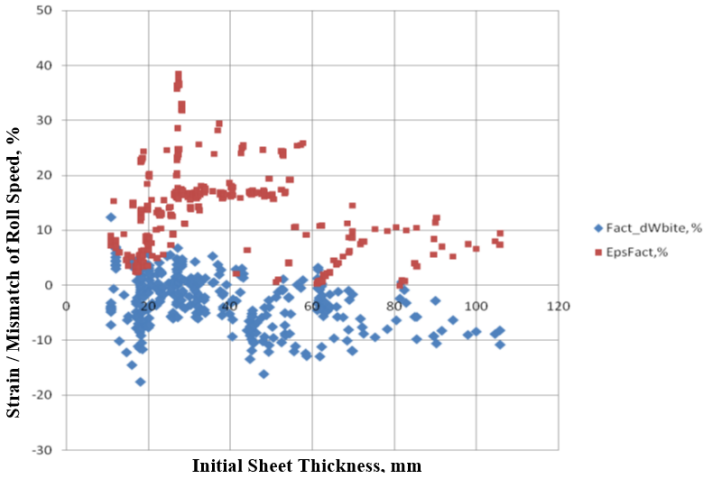


Figure 8 – Relationship between the degree of deformation (EpsFact, %) and the degree of asymmetry of the linear speed of the rolls (Fact_dWbite, %) in the absence of the front ends bends of the sheets

The values of the control actions obtained using the FEM model were also corrected based on the processing of statistical data when debugging the

[1] With the participation of Krystian Pakuła

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

system using correction factors and additives separately for positive and negative values. In the subsequent system operation, the staff of the mill did not make any changes in these control settings.

Empirically, the maximum allowable speed difference (10%) from the current average speed of the drives was determined, at which the slower roll drive approaches complete unloading before switching to the generator mode. This limitation is implemented on the interface of the 2nd level server.

Nevertheless, operators can adjust some settings of the regulator, which include: the initial mismatch in the speed of the rolls before rolling, the duration of the stage of smooth reduction of this misalignment to its second level (normal rolling) and the mismatch in the speed of the second level when rolling the main part of the sheet length. Usually, the speed mismatch of the second level was set equal to zero (symmetric rolling process), however, the possibility of setting some asymmetry in the rolling process of the main part of the sheet length is also possible in the system.

To improve the accuracy of working out the set values of the mismatch, the range of the controller dead zone was set to ± 6 rpm in order to exclude the system's response to fluctuations in the idle speed due to the imbalance of the spindles.

The averaging time of the speed signal of the drives is set at 200 ms, which is fed to the input of the regulator. The optimal time for working out a given mismatch is determined to 2 s with its smooth decrease from the initial value, acting before rolling, to the second set level, acting when rolling the main part of the sheet. Since the roll way is continuously monitored during rolling of each sheet, it is possible to set a predetermined length of the front end of the sheet being rolled with a decreasing roll speed mismatch and determine the corresponding time of action to smoothly reduce the speed mismatch to a second value.

There are a number of restrictions on the operation of the regulator implemented in the program, in particular, checking the presence of an inter-roll gap before the rolls pick up the sheet, so as not to try to create asymmetry in the linear speed of rotation of the work rolls pressed against each other before picking up in cases of rolling the thinnest sheets in the last passes.

6. System interface and performance

The interface of the system is shown in fig. 9, where in the upper part there is a plan of passes with the calculated parameters and settings for the mismatch of the rotation speed of the rolls, as well as the measured length of the sheet along the passes Lfact, taking into account the forward slip. The calculated degrees of reduction E and their critical values Ecrit are as well visible. Also, it is shown the current operating time of rolls from their last replacement (in “km” and “tonnes” of rolled products), as well as the current

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

calculated roll wear, expressed in a decrease in the initially machined convexity of the work rolls (in microns).

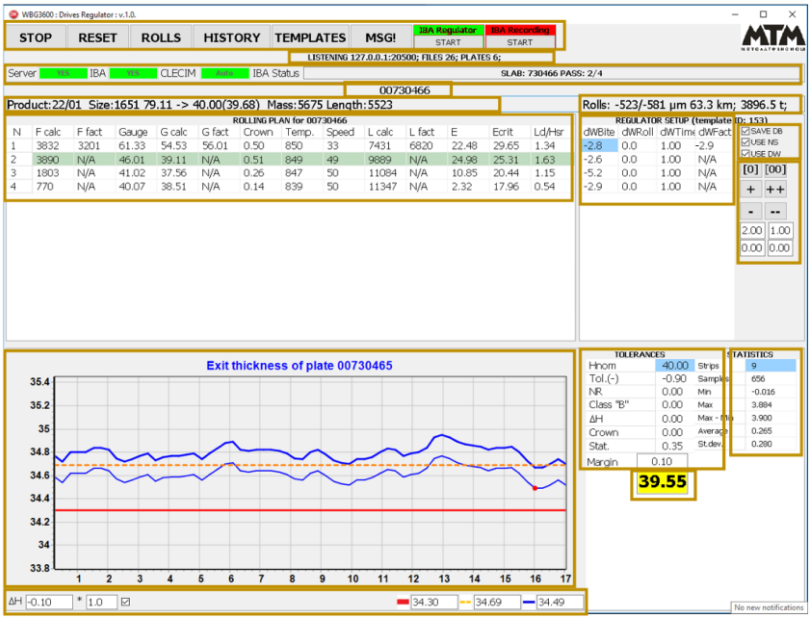


Figure 9 – System interface with areas of visualization of rolling modes and setting the parameters of the digital controller of the 1st level

The lower part shows a graph of the distribution of the actual thickness of the previous rolled sheet with the corresponding statistical estimates and a reference value of the thickness for the current sheet (another function of the system, not considered in this article, which provides a decrease in metal losses in the form of the difference between the actual and theoretical weight of the sheets by issuing recommendations to the operator to set the final sheet thickness, taking into account the actual rolling accuracy, the rules for thickness allowances, according to the order, and control of the length).

The screen form in fig. 10 shows the analytics resulted from the interaction with the database of rolling parameters both calculated values and their actual execution before rolling and during each pass. The example is indicated by the cursor and frames of the sheet rolled with an initial thickness of 68,58 mm to a final size of 35×2132 mm from steel 4X in 6 passes. The set values of the rolls rotation speed mismatch along the passes (dWbite, rpm) and actually executed (dWfact) at the moment of sheet capture. The technological parameters of the process, the calculated length of the sheet by passes, as well as the graph of the deviation of the thickness of the finished

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

sheet are also given. The length of the sheet along the passes is calculated on the basis of the integral of the linear speed of the work rolls, taking into account the change in the calculated value of the forward slip during rolling. This allows operators to accurately control the execution of rolling plan not only in terms of sheet thickness, but also along its length.

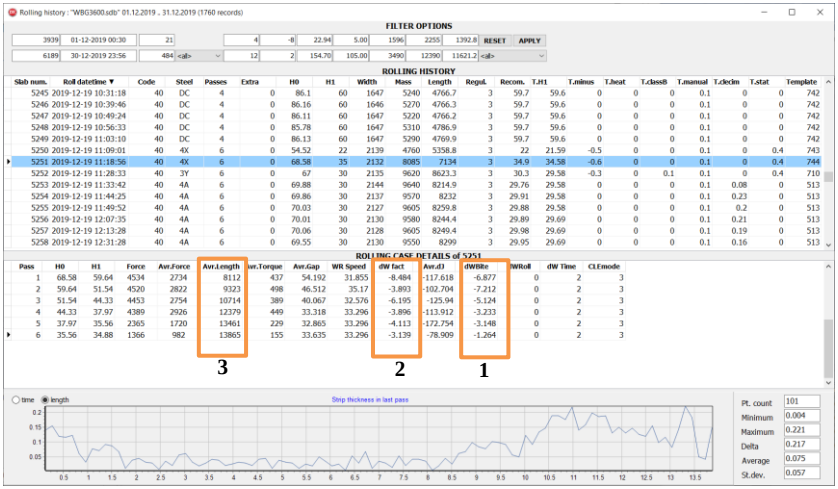


Figure 10 – Interface of the system for viewing historical data on the parameters of sheet rolling, indicating the reference value for the misalignment of the rolls speed (1) and their actual performance (2) by passes, including the length of the sheets (3)

The example of system operation with the corresponding graphs of the signals for controlling the rotation speed of the upper and lower drives are shown in fig. 11. The upper graph (a) shows the rotation speeds of the upper and lower rolls (rpm), their difference and the rolling force (kN 10^{-1}).

The sections on the time lines (a) correspond to each reversal pass. The middle graph (b) shows the changes in the torques of the upper and lower drives (kN m), as well as their differences. It is noticeable that in passages 5 and 6 the moment of the top drive changes its sign, that is, it can operate for a short time in the generator mode. That is why the regulator works in such a way that it creates a given speed mismatch only by positive additions to the speed of one of the rolls (lower graph) in order to prevent the gaps in the drivelines from opening and not to cause shock loads in them. From the graphs for the example of the 1st pass, it is clearly noticeable that after the start of the acceleration of the mill pass, the system creates a pre-calculated mismatch in the rolls rotation speed. And it smoothly decreases it in after the stage of the front end rolling to the second set value (usually 0). Graph (c) shows the system output signals to correct the rotation speed of the upper and lower drives (rpm).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

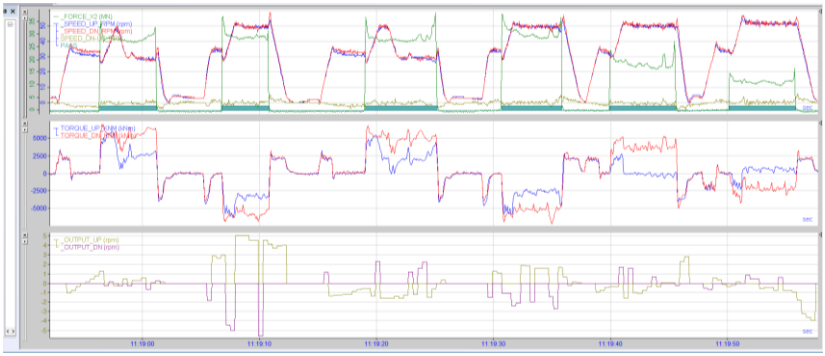


Figure 11 – An example of the operation of the automatic control system for the mismatch of the rotation speed of the upper and lower rolls, see explanations in the text

7. Conclusions

The following new scientific results were obtained:

1. Using finite-element modeling, the regularities and numerical values of changes in the curvature of the front end of the sheets depending on their thickness, the shape factor of the deformation zone, and the value of the inconsistency of the rolls' rotation speed were determined. It is shown that when the ratio of the sheet thickness to the roll radius is 0,014-0,2, the range of values of the deformation zone shape factor is 1,7-2,4, at which the front end bending is insensitive to the speed asymmetry of the rolling process, if other parameters of the rolling process are symmetrical, and under such conditions it is impossible to control the bending of the front end of the sheet. These numerical dependencies indicate the deformation conditions of rolling under which the change in the curvature of the front end of the sheets as a result of the kinematic asymmetry of the rolling process is minimal. This makes it possible to run the rolling process with optimal deformation levels outside the insensitivity zone.

2. The proposed mechanism of sheet front end curvature and the idea of redistribution of the influence of factors that cause a change in the direction of bending of the sheet front end with increasing deformation. At a low degree of deformation, the bending occurs in the direction of the slave roll, since the “run path” of the slave roll over the sheet surface is smaller. As the degree of deformation increases, the change in the position of the neutral angles begins to play a role, as the amount of advance is proportional to the square of the neutral angle. This factor begins to restrain the curvature towards the slave roll and, at a critical degree of deformation, completely compensates for the effect of the difference in “run path”, and with a further increase in the degree of deformation, it begins to dominate.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

3. The main technological factors affecting the bending of the front end of sheets when rolling in rolls of the same diameter and at the same rotational speed were investigated, and it was found that the main and systematically acting factor is the difference in frictional interaction in the contact of the upper and lower rolls with the sheet in the deformation zone. It determines the direction and magnitude of the systematic curvature of the front end of the sheet towards the working roll with more wear at the end of the campaign. The systematic effect of this factor is manifested in the form of a difference in the wear of the upper and lower rolls. In the absence of a front end bending meter, the estimated systematic value of the sheet bending towards the roll with increased wear is set, calculated from the ratio of the friction coefficients at the top and bottom, proportional to the 4th power root of the ratio of wear of the upper and lower rolls.

4. A method has been developed to prevent the curvature of the front end of sheets by influencing the speeds of the upper and lower rolls during the gripping period, depending on the thickness of the sheet and the shape factor of the deformation zone. The impacts on the speeds were proposed and implemented to be always positive for one of the rolls to avoid opening the gaps in the drive lines. That is, at each control cycle, if it is necessary to reduce the speed of one of the rolls, the acceleration of the second roll is set and vice versa. This eliminates dynamic impacts in the drive lines and reduces the risk of equipment damage.

The development of a automatic control system is carried out based on the analysis and assessment of the main operating factors leading to the front ends bending of the sheets, the revealed patterns and mechanisms of bending in various rolling conditions.

Based on the calculated numerical estimates of the effect of the difference in frictional interaction, the temperature of the upper and lower surfaces, the values of the systematic component of the curvature of the sheets upward are established. In the absence of a meter for the amount of the front end bending of the sheets and the impossibility of using even statistical data to predict it before rolling, an estimated systematic value of the bending of the sheet upward is assumed.

To eliminate (compensate) front ends bending, a control model is used that takes into account the calculated bending patterns depending on the initial sheet thickness and the degree of deformation along the passes, according to the rolling plan (reduction schedule). It is used the experimentally established regularities of obtaining flat front ends of plates with a thickness of 50 mm and more under various deformation conditions, when the speed of the lower roll is greater than the upper one in % by approximately the value of the degree of deformation during rolling in %.

The system for automatic control of the front ends of thick plates is

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

implemented on the digital signal conversion modules ibaNet750 and the ibaLogic software control environment with minimal changes to the existing analogue control system for the individual drives of the finishing rolling stand. The problem of the front ends bending is solved by maintaining a controlled speed asymmetry of the rolls speed during the metal capture by the rolls. The system has been put into permanent commercial operation since the beginning of 2019 on the mill 3600 Huta Częstochowa in Poland. As a result of long-term operation, the system allowed a 25% reduction in the number of sheets with curvature, which requires additional heating and leveling.

References

1. Varshavsky E. A., Khrapov M. A., Basurov V. M. Automatic control system for the bending of the front end of the strip in the roughing stand with an individual drive of the rolls. Proceedings of the XI Congress of Distributors (volume 2). Ed. Spirin S. A., Chuvikova L. K. Digest of articles. Magnitogorsk. 2017. P. 57-62.

2. Maksimov V. M., Khlybov O. S., Gorelov E. V., Vereshchako S. A., Kazakbaev N. M. Experimental study of the bending of the front end of the rolling stock during plate rolling. Proceedings of the XI Congress of Distributors (volume 2). Ed. Spirin S. A., Chuvikova L. K. Sat. articles. Magnitogorsk. 2017 . P. 362-369.

3. Salganik V. M., Chikishev D. N., Pustovoitov D. O., Denisov S. V., Stekanov P. A. Development of modes of asymmetric thick-plate rolling of low-alloy steels in order to minimize the defect of bending of the ends of the sheet. Metallurgist. No. 11, 2013. P. 75-77.

4. Stekanov P. A. Asymmetric rolling as a way to correct the shape of the rolled stock when the rolling line and the level of the roller table on the plate mill 5000 do not match. Rolled steel production. 2013. No. 8. P. 5–9.

5. Pesin A. M., Dyya H., Kavalek A. et al. Study of the influence of speed asymmetry on the parameters of various sheet rolling processes. Vestnik MGTU im. Nosov. 2014. No. 1. S. 86-90.

6. Kawalek A., Dyja H., Knapinski M., Banaszek G. Analysis of the asymmetric plate rolling process in the finishing stand 3600. Archives of metallurgy and materials. 2014. Vol. 59.

7. Harrer O., Philipp M., Pokorný I. Numerical simulation of asymmetric plate rolling. Acta Metallurgica Slovaca. 2003. Vol. 9, No. 4. P. 306-313.

8. Method of asymmetric rolling of the front ends of thick sheets on reversing mills: Patent No. 2486974 RF. IPC B21B 1/22 / V. M. Salganik, S. V. Denisov, A. M. Pesin, D. O. Pustovoitov and others; applicant and patentee of OJSC MMK. No. 2012105873/02; declared 02/17/2012; publ. 10.07.2013, Bul. No. 19.

9. Patent USSR No. 528974, B 21 B 37/00, Method of skiing an ingot on a reversible hot rolling mill with an individual roll drive, publ. 02/23/1977.

10. Patent RF No. 2486974, B 21 B 1/22, Method for asymmetric rolling of the front ends of thick sheets on reversing mills, publ. July 10, 2013)

11. Application for invention No. 2017112185, B 21 B 1/22, Method of asymmetric rolling of the front ends of thick strips in a stand with an individual roll drive, 10.04.2017.

12. Seo J. H., Van Tyne C. J., Moon Y. H. Prediction of turn down warping during

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

hot plate rolling based on a Gaussian function. Int J Mater Form. 2016 Vol. 9, 705. https://doi.org/10.1007/s12289-015-1261-8

13. Shivpuri R., Chou P. C., Lau C. W. 1988 Finite element investigation of curling in non-symmetry rolling of flat stock. *Int J MechSci*. 1988. Vol. 30. P. 625–635

14. Yoshii M., Ohmori K., Seto T., Nikaido H., Nishizaki H., Inoue M. Analysis of warping phenomenon in plate rolling. ISIJ Int. 1991. Vol. 31. P. 73–978

15. Richelsen A. B. Numerical analysis of asymmetrical rolling accounting for difference in friction. J Mater Process Technol. 1994. Vol. 45. P. 149–154

16. Jeswiet J., Greene P. G. Experimental measurement of curl in rolling. J Mater Process Technol. 1998. Vol. 84. P. 202–209

17. Knight C. W., Hardy S. J., Lees A. W., Brown K. J. Influence of roll speed mismatch on strip curvature during the roughing stages of a hot rolling mill. J Mater Process Technol. 2005. Vol. 168. P. 184–188

18. Farhat-Nia F., Salimi M., Movahhedy M. R. Elasto-plastic finite element analytical plate rolling using an ALE approach. J Mater Process Technol. 2006. Vol 177. P. 525–529

19. Gudur P. P., Salunkhe M. A., Dixit U. S. A theoretical study on the application of asymmetric rolling for the estimation of friction. Int J MechSci. 2008. Vol. 50. P. 315–327

20. Anders D., Munker T., Artel J., Weinberg K. A dimensional analysis of front-end bending in plate rolling applications. J Mater Process Technol. 2012. Vol. 212. P. 1387–1398

21. Philipp M., Schwenzfeier W., Fischer F. D., Wödlinger R., Fischer C. Front end bending in plate rolling influenced by circumferential speed mismatch and geometry. J Mater Process Technol. 2007. Vol. 184. P. 224–232

22. Zhang S. H., Zhao D. W., Gao C. R., Wang G. D. Analysis of asymmetrical sheet rolling by slab method. Int J MechSci. 2012. Vol. 65. P. 168–176

23. Akbari Mousabi S. A. A., Ebrahimi S. M., Madoliat R. Three dimensional numerical analysis of asymmetric rolling. J Mater Process Technol. 2007. Vol. 187–188. P. 725–729

24. Kawalek A. Forming of band curvature in asymmetrical rolling process. J Mater Process Technol. 2004. Vol. 155–156. P. 2033–2038

25. Markowski J., Dyja H., Knapinski M., Kawalek A. Theoretical analysis of the asymmetric rolling of sheets on leader and finishing stands. J Mater Process Technol. 2003. Vol. 138. P. 183–188

26. Salimi M., Sassani F. Modified slab analysis of asymmetrical plate rolling. Int J MechSci. 2002. Vol. 44. P. 1999–2023

27. Lu J. S., Harrer O. K., Schwenzfeier W., Fisher F. D. Analysis of the bending of the rolling material in asymmetrical sheet rolling. Int J MechSci. 2000. Vol. 42. P.49–61

28. Dvorkin E. N., Goldschmidt M. B., Cavaliere M. A., Amenta P. M., Marini O, Stroppiana W. 2D finite element parametric studies of the flat-rolling process. J Mater Process Technol. 1997. Vol. 68. P. 99–107

29. Dyja H., Korczak P., Pilaczyk J. W., Grzybowski J. Theoretical and experimental analysis of plate asymmetric rolling. J Mater Process Technol. 1994. Vol. 45. P. 167–172

30. Trong-Son Cao. An advanced dissymmetric rolling model for online

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

regulation. AIP Conference Proceedings. 2017. Vol. 1896, Iss. 1. https://doi.org/10.1063/1.5008236

31. Dauphin S., Cordier P., Boutoille P., Colin C., Coupu J., and Petit B. Industrial ski-end mastering at Arcelor Dunkirk roughing mill. In Steel rolling 2006, Paris, France.

32. Kiefer T., Kugi A. Model–based control of front–end bending in hot rolling processes. IFAC Proceedings Volumes. 2008. Vol. 41, Iss. 2. P. 1645-1650.

33. Kiefer T. and Kugi A., Modeling and control of front end bending in heavy plate mills. In Proceedings of the 12th IFAC Symposium on Automation in Mining, Mineral and Metal Processing (IFAC MMM'07), August, 21–23, Quebec, Canada 2007. P. 231–236.

34. Leonhard W. Control of electrical drives. Berlin: Springer, 2001.

35. Park B. H., Hwang S. M. Analysis of front end bending in plate rolling by the finite element method. Journal of Manufacturing Science and Engineering. 1997. Vol. 119. P. 314–323

36. Pawelski H. Comparison of methods for calculating the influence of asymmetry in strip and plate rolling. Steel Research. 2000. Vol. 71. P. 490–496.

37. Philipp M., Schwenzfeier W., Fischer F.D., Wodlinger R., Fischer C. Front end bending in plate rolling influenced by circumferential speed mismatch and geometry. J. of Materials Processing Technology.2007. Vol. 184. Iss. 1–3

38. Kiefer T., Kugi A. An analytical approach for modelling asymmetrical hot rolling of heavy plates. Mathematical and Computer Modelling of Dynamical Systems. 2008. Vol. 14. No. 3. P. 249-267. https://doi.org/10.1080/13873950701844915

39. Kiefer T., Kugi A., Heeg R., Fichet O., Bodefeld B., Irastorza L. Control of front end bending in heavy plate mills based on analytical models. In: Proc. of the METEC In Steel Con. 2007, June, 11–15, Germany.

40. Kennedy G., Slamar F. Turn-up and turn-down in hot rolling. Iron Steel Eng. 1958. Vol. 35. P. 71–79.

41. Collins I., Dehwurst P. A slipline field analysis of asymmetrical hot rolling. Int. J. Mech. Sci. 1975, Vol. 17. P. 643–651.

42. Dehwurst P., Collins I., Johnson W., A theoretical and experimental investigation into asymmetrical hot rolling, Int. J. Mech. Sci. 16 (1974), pp. 389–397.

43. Kobayashi S., Oh S., Altan T., Metal Forming and the Finite-Element Method. Oxford : Oxford University Press, 1989.

44. Richelsen A. Elastic-plastic analysis of the stress and strain distributions in asymmetric rolling. Int. J. Mech. Sci. 1997. Vol. 39. P. 1199–1211.

45. Philipp M., Front end bending in plate rolling as a result of the circumferential speed mismatch and the shape factor. Ph. D. Thesis, University of Leoben, 2002.

46. Yoshii M., Ohmori K., Seto T., Nikaido H., Hishizaki H., Inoue M. Analysis of warping phenomenon in plate rolling, ISIJ Int. 1991. Vol. 9. P. 973–978.

47. Nilsson A. Front-end bending in plate rolling. Scand. J. Metallurgy. 2007. Vol. 30. P. 337–344.

48. Park B., Hwang S. Analysis of front end bending in plate rolling by the Finite Element method. J. Manufac. S. Eng. 1997. Vol. 119. P. 314–323.

49. Hwang Y., Chen T., Hsu H. Analysis of asymmetrical clad sheet rolling by stream function method. Int. J. Mech. Sci. 1996. Vol. 38. P. 443–460.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

50. Dyja H., Pilarczyk W. Analysis of symmetric and asymmetric rolling of plates in reversing mill. 1st International Conference on Modelling of metal rolling processes, 21–23 September, Imperial Collage, London, 1993. P. 565–577.

51. Harrer O.-K., Lu J., Schwenzfeier W., Fischer F.-D. Front end bending in asymmetric rolling. Modelling of metal rolling processes. 1999. Vol. 3. No. 13–15. P. 312–318.

52. Park B. H., Chun M. S., Kim J. K., Yi J. J., Chung H., Hwang S. M. Online control of front end bending in plate rolling. METEC Congress 94, Germany, 1994. P. 101–105.

53. Lu J., Harrer O.-K., Schwenzfeier W. Numerische Untersuchungdes Stoffflusses beim Schubwalzen, Bender BlecheRohre. 1997. Vol. 12. P. 22–27.

54. Cao A. et al. Elastic plastic finite element analysis of asymmetric hot rolling. 1st International Conference on Modelling of metal rolling processes, 21–23 September, Imperial Collage, London, 1993. P. 542–552.

55. Wang Y.-N., Ma H.-Z., Liu C.-R., Zhao X.-C., Ma Y.-P. Experimental research of the slab head bending in unsymmetrical rolling. Journal Of Xi'an University Of Architecture & Technology (Natural Sience Endition). 2008. Vol. 40, Iss. 2, Page 290-292

56. Farhatnia F., Salimi M. Effect of entry bending moment on exit curvature in asymmetrical rolling. International Journal of Engineering, Science and Technology. 2011. Vol. 3, No. 4.

57. Tan, Y. X., et al. Influence of Temperature Difference on Front End Bending in Hot Slab Rolling. Advanced Materials Research. 2013. Vol. 652–654, Trans Tech Publications, Ltd., Jan. 2013. P. 1952–1955. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amr.652-654.1952

58. Lee C. H., Park J. P., Moon Y. H. Differential Speed Rolling to Reduce Warping in Bimetallic Slab. Advances in Mechanical Engineering. 2014. Vol. 6. https://doi.org/10.1155/2014/375162

59. Li Liang, Du Fengshan, Guo Zhenyu, Zhang Jianmin, Wu Jianfeng, Zhang Analytical And FEM Simulation of the Front End Bending in Asymmetrical Hot Plate Rolling Xiaofeng Metallurgical Equipment 2003-02

60. Ilmola Joonas, et al. Multiphysical FE-analysis of a front-end bending phenomenon in a hot strip mill. AIP Conference Proceedings. 2018. Vol. 1960. 090007. Proc. of the 21st International Conference on Material Forming: ESAFORM 2018. https://doi.org/10.1063/1.5034933.

61. Jiquan Sun, Haibin Zhang, Quancheng Yu. Analysis of bending on the front end of sheet during hot rolling. *Journal of University of Science and Technology Beijing, Mineral, Metallurgy, Material*. 2006. Vol. 13, Iss. 1. P. 54-59. https://doi.org/10.1016/S1005-8850(06)60014-5.

62. Zhang, T., Wu, Y., Gong, H. et al. Bending analysis and control of rolled plate during snake hot rolling. *J. Cent. South Univ.* 2015. Vol. 22. Iss. 7. P. 2463–2469. https://doi.org/10.1007/s11771-015-2774-5.

63. Jeremy John Minton. Mathematical modelling of asymmetrical metal rolling processes. PhD Thesis, University of Cambridge. 2017.

64. Kyunghun Lee, Jinqyu Han, Joonhong Park, Byungmin Kim, Daecheol Ko. Prediction and control of front-end curvature in hot finish rolling process. Advances

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

in Mechanical Engineering. 2015. Vol. 7. Iss. 11. P. 1–10.

65. Biba N. V., Lishny A. I., Stebunov S. A. Calculation of tools and technology for pressing profiles using the QForm program. Non-ferrous metals. 2009. No. 10. P. 83-87.

66. Kragelsky I. V., Dobychin M. N., Kombalov V. S. Fundamentals of calculations for friction and wear. Moscow : Mashinostroenie, 1977. 526 p.

67. Nikolaev V. A. Rolling theory: Monograph. Zaporozhye: Publishing House of the Zaporozhye State Academy, 2007. 228 p.

68. Minton J., Brambley E. Meta-Analysis of Curvature Trends in Asymmetric Rolling. International Conference on the Technology of Plasticity (ICTP 2017), 17-22 September 2017, Cambridge, United Kingdom. Procedia Engineering. 2017. Vol. 207. P. 1355–1360.

69. Bin Chen, Xiao Ru Cheng, Yan Sheng Hu, Yong Ren. Application of back-propagation neural network for controlling the front end bending phenomenon in plate rolling. International Journal of Materials and Product Technology. 2013. Vol. 46. Iss. (2/3). P. 166–176. https://doi.org/10.1504/IJMPT.2013.056298

70. Joonas Ilmola, Oskari Seppälä, Olli Leinonen, Aarne Pohjonen, Jari Larkiola, Juha Jokisaari, Eero Putaansuu. Multiphysical FE-analysis of a front-end bending phenomenon in a hot strip mill. AIP Conference Proceedings. 2018. Vol. 1960, 090007

71. Fatemeh Farhatnia, Mahmoud Salimi. Effect of entry bending moment on exit curvature in asymmetrical rolling. Int. J. of Engineering Science and Technology. 2011. Vol. 3. Iss. 4. P. 147-163. https://doi.org/10.4314/ijest.v3i4.68550

72. Prykhodko I., Krot P., Raznosilin V., Malygin M., Semenov I., Matyjaszczyk K. System of automatic front ends bending control of thick plates by asymmetric rolling. Preprint. March 2021. https://doi.org/10.13140/RG.2.2.20724.27525

І. Ю. Приходько[1], д.т.н., с.н.с., зав. відділом, ORCID 0000-0001-5651-8106
П. В. Крот[2], к.т.н., запрошений проф., ORCID 0000-0002-3347-3862
В. В. Разносілін[1], м.н.с., ORCID 0000-0002-4463-4588
С. О. Воробей[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-0119-3935
Є. С. Клемешов[1], к.т.н., н.с., ORCID 0000-0001-6486-5319
М. С. Малигін[3], ORCID 0000-0003-0418-1235
І. А. Семенов[3], ORCID 0000-0003-2779-611X
K. Matyjaszczyk[3], ORCID 0000-0002-6003-6123

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *Wroclaw University of Science and Technology*
[3] *Liberty Częstochowa*

СИСТЕМА АВТОМАТИЧНОГО КОНТРОЛЮ ПЕРЕДНІХ КІНЦІВ ТОВСТИХ ЛИСТІВ НЕСИМЕТРИЧНОЮ ГАРЯЧОЮ ПРОКАТКОЮ

Анотація. Виконано дослідження та розв'язано проблему неконтрольованого вигину передніх кінців товстих листів на стані гарячої прокатки. Встановлено комплекс основних чинників, що пояснюють причини формування вигину переднього кінця листів під час симетричної прокатки. З використанням скінченно-елементного моделювання розглянуто методи адекватного впливу на кривизну переднього кінця листа неузгодженістю швидкості валків у період

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

захоплення залежно від товщини листа і чинника форми осередку деформації. При цьому розглянуто вплив таких чинників: 1. Вплив «довжини пробігу» ведучого валка по поверхні листа в нейтральному перерізі вогнища 2. Вплив відмінності середніх контактних напружень з боку ведучого і веденого валків. 3. Вплив зміщення нейтральних кутів з боку ведучого і веденого валків на величини випередження металу з боку кожного з валків. У разі зміщення нейтрального перерізу до входу в осередок деформації з боку веденого валка це дає більшу зміну товщини в осередку деформації, ніж у разі зміщення нейтрального перерізу до виходу з боку ведучого валка. На підставі розрахункових чисельних оцінок впливу відмінності фрикційної взаємодії, температури верхньої і нижньої поверхонь встановлені значення систематичної складової кривизни листів вгору. В умовах відсутності вимірювача величини вигину переднього кінця листів і неможливості використання навіть статистичних даних для його передбачення перед прокаткою, задається оцінне систематичне значення вигину листа вгору. Для його усунення (вирівнювання) використовується побудована модель управління, що враховує встановлені розраховані закономірності вигину залежно від початкової товщини листа і ступеня деформації по проходах, згідно з планом прокатки (режимом обтисків). Використано експериментально встановлені закономірності отримання рівних передніх кінців плит завтовшки 50 мм і вище за різних деформаційних умов, коли швидкість нижнього валка більша за верхній у % приблизно на величину ступеня деформації під час прокатки у %. Систему автоматичного вирівнювання передніх кінців товстих листів реалізовано на цифрових модулях ibaNet750 перетворення сигналів і середовищі програмного регулювання ibaLogic з мінімальними змінами в існуючій аналоговій системі управління індивідуальними приводами прокатної кліті промислового товстолистового стану 3600 гарячої прокатки Huta Częstochowa. Проблему вигину передніх кінців вирішено шляхом підтримки контрольованої швидкісної несиметрії швидкості валків безпосередньо перед та у процесі захоплення металу валками, а також при прокатці головної ділянки листів, що дало змогу зменшити кривизну кінцевих ділянок листів по довжині та збільшити вихід придатної продукції. На 25% зменшилася кількість листів із кривизною, що потребує повторного гарячого виправлення.

Ключові слова: сталевий лист, гаряча прокатка, чистова кліть, швидкісна несиметрія, вигин переднього кінця листа.

Посилання для цитування: Система автоматичного контролю передніх кінців товстих листів несиметричною гарячою прокаткою / І. Ю. Приходько, П. В. Крот, В. В. Разносілін, С. О. Воробей, Є. С. Клемешов, М. С. Малигін, І. А. Семенов, K. Matyjaszczyk // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 336-361. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-336-361.

Стаття надійшла до редакції збірника 14.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-362-369
УДК 621.771.06:681.518.54:531.3

В. В. Вереньов[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-2561-5365

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

РОЗВИТОК СПОСОБІВ ДІАГНОСТИКИ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ ОБЛАДНАННЯ ПРОКАТНИХ КЛІТЕЙ В ПЕРЕХІДНИХ РЕЖИМАХ РОБОТИ

Анотація. Наведено кілька способів діагностики прокатного обладнання в перехідних режимах роботи, перш за все при захваті полоси валками та показники – час запізнення реакції ділянок, кореляційні поля, період коливань. Розглянуті напрямки розвитку та пошуку нових способів, наведені приклади використання з діагностичною метою особливостей прокатки та роботи обладнання.

Ключові слова: прокатна кліть, лінія приводу, валки, динамічні процеси, вібрація, технічний стан, зазори, діагностика, час запізнення.

Посилання для цитування: Вереньов В. В. Розвиток способів діагностики технічного стану обладнання прокатних клітей в перехідних режимах роботи. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 362-369. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-362-369.

Мета роботи полягає в тому, щоб на прикладах деяких способів діагностики обладнання прокатних станів показати можливості і напрямки їх розвитку та збагачення. Подані деякі нові діагностичні рішення.

Стан питання. Більшості прокатних станів властивий стаціонарний режим роботи, тобто з постійною швидкістю обертання валків під час прокатки чи холостого ходу. Відомі способи, методи та системи діагностування прокатного обладнання базуються на вимірюваннях вібраційних параметрів і пристосовані для подібних умов роботи. За їх допомогою визначають певне коло ознак технічного стану, наприклад, поламка зубчатих передач, тріщини, ексцентриситет валків, різнотовщинність прокату. Поряд з цим на станах мають місце такі періодичні режими, як захват метала валками та викид із валків, розгін та гальмування, прокатка полос з зварними з'єднаннями. В ці моменти в обладнанні спостерігаються значні коливання зусилля прокатки,

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

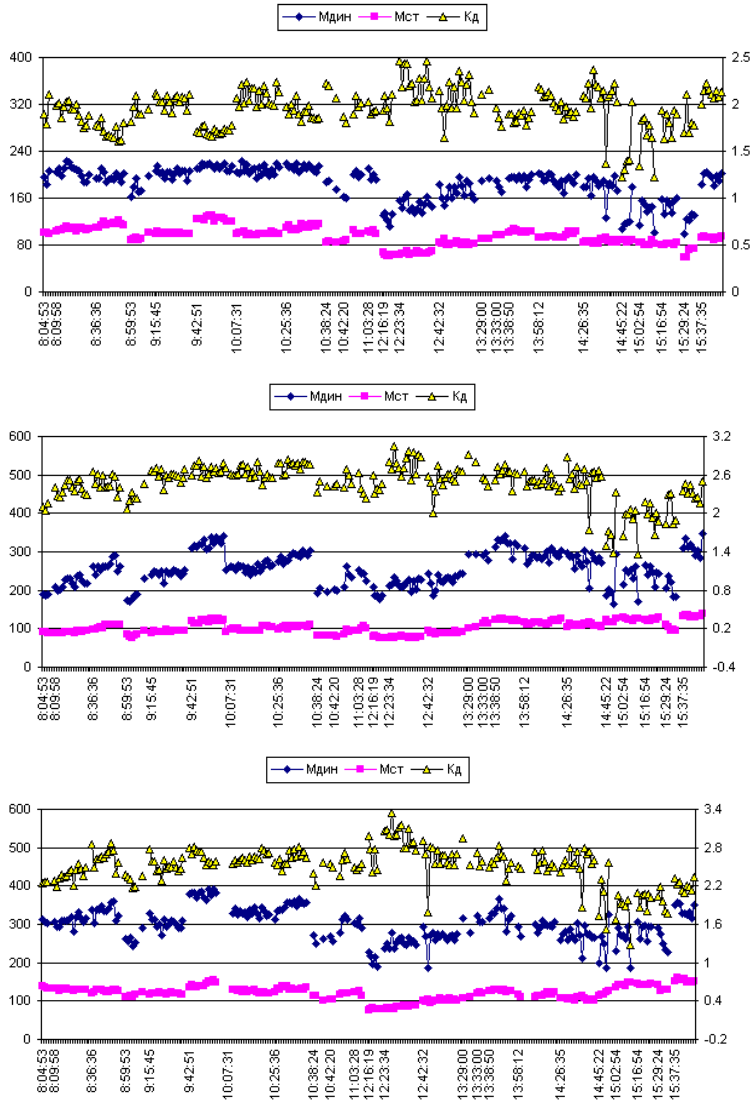
моменту сил пружності , вібрація станин робочих, шестеренних клітей та редуктора. Максимальна амплітуда зусилля досягає 1,1 – 1,3, а моменту від 1,5 – 2,5 до 3 – 4,5 відносно сталого значення в залежності від ділянки лінії приводу. Систематичні ударні навантаження призводять до поламки деталей та вузлів обладнання крутильної лінії. Значно впливають на ударне навантаження зазори в зчленуваннях лінії приводу валків, обумовлені зносом. Знос бронзових вкладишів шпинделів, зубчатих зчеплень шестеренної кліті, редуктора, проміжних муфт, підшипників, подушок робочих і опорних валків відомими способами майже не визначається.

В ІЧМ в останні два десятиліття заснований та розвивається новий підхід до визначення технічного стану обладнання прокатних клітей [1-4]. Він базується на використанні параметрів перехідних процесів в нестаціонарних режимах роботи, а також результатах досліджень на математичних моделях. Коливання кліті, зусилля прокатки, моменту сил пружності в шпинделях та проміжних валах, валкових опор та інш. суттєво залежать від зносу обладнання і зазорів. Базою відзначеного підходу також стали результати численних дослідно-промислових вимірювань перш за все на шести безперервних тонколистових станах гарячої прокатки 1680 (Запоріжжя), 1700 (Маріуполь, Караганда), 2000 (Липецьк, Череповець), 2500 (Магнітогорськ). Особливо значна інформативність про перехідні процеси в лініях приводу валків одержана шляхом вимірювань моменту сил пружності з допомогою системи, розробленої в свій час к.т.н. Є. Я. Подковиріним, та програми реєстрації, обробки та представлення даних (інж. А. П. Далічук). Одержано різноманіття перехідних процесів, великі масиви числових даних одноразово в декількох клітях при різному стані обладнання і режимах прокатки (рис. 1).

Подамо декілька прикладів нових способів визначення технічного стану обладнання і міркування відносно їх подальшого розвитку.

1. Вперше запропоновано визначати стан зносу та зазори за часом запізнення реакції ділянок лінії приводу на ударне навантаження в прокатній кліті під час захвату полоси валками [5] (рис. 2): чим більше зазори, тим більше час запізнення. В залежності від стану обладнання він може збільшуватися до 50 %, що важливо. Цей показник використано в інших способах: полоси задаються в валки зі збільшенням швидкості (удару по валках); визначається швидкість розповсюдження ударної хвилі вздовж ділянок, як допоміжний покажчик, що дозволяє підвищити достовірність аналізу.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



кл.7

Рисунок 1 – Приклад графічного представлення для кожної полоси оброблених результатів вимірювань під час тривалої прокатки партій полос в клітях 5, 6, 7 стана 1680: $M_д$ – максимальне значення динамічного моменту в лінії приводу; $M_с$ – середній момент в сталому режимі прокатки; $K_д$ – коефіцієнт динамічності

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

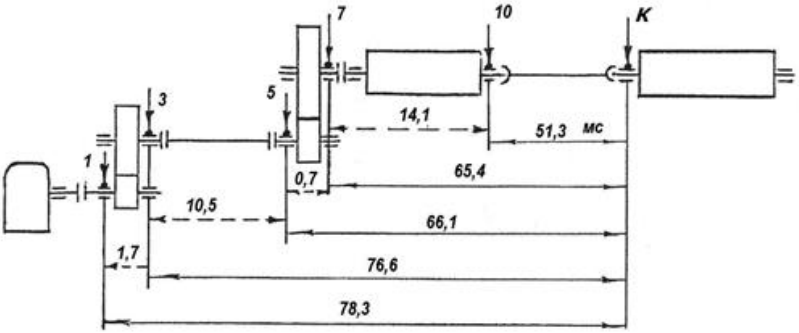


Рисунок 2 – Час запізнення реакції ділянок лінії приводу валків кліті ДУО стану 1680 при захваті слябів

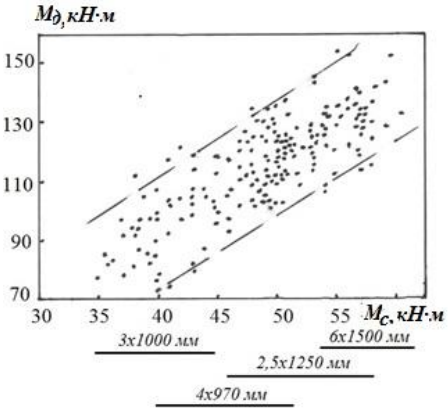


Рисунок 3 – Кореляційне поле середнього статичного навантаження M_c у процесі прокатки та максимального динамічного моменту $M_д$ на проміжному валу під час захвату слябів валками. Кліть ДУО, стан 1680

2. На основі масових вимірювань на діючих станах вперше встановлено кореляційний зв'язок максимального моменту сил пружності $M_д$ під час захвату метала валками з середнім значенням моменту M_c в сталому режимі прокатки. Чим більше M_c тим більше $M_д$, що підтверджується шляхом математичного моделювання. Дія випадкових збурень з боку обладнання і технології призводить до кореляційного поля значень $M_д$, M_c, яке апроксимується лінійною залежністю $M_д$ (M_c). Кут її нахилу збільшується з погіршенням технічного стану обладнання і технології та може слугувати діагностичною ознакою (рис. 3) [4].

Розвиток відзначеного напрямку і способів полягає перш за все в збагаченні вимірювань параметрів, в статистичній їх обробці та одержанні крайніх значень показників. Наприклад, того ж часу

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

запізнення реакції ділянок при найкращому і найгіршому стані обладнання. Використання особливостей технології прокатки, наприклад, в чотирьохниткових дротяних станах час запізнення реакції ділянок при захваті першої полоси коли зазори розімкнуті порівнюється з часом, коли відбувається захват другої полоси, а перша продовжує прокатуватись при замкнутих зазорах [6]. У способі [7] використані особливості збільшення періоду перехідних коливань між першими піками крутного моменту, коли в редукторі розмикається зв'язок зубчатого зачеплення. Це ж явище спостерігається між амплітудами вібрації корпусу редуктора (рис. 4).

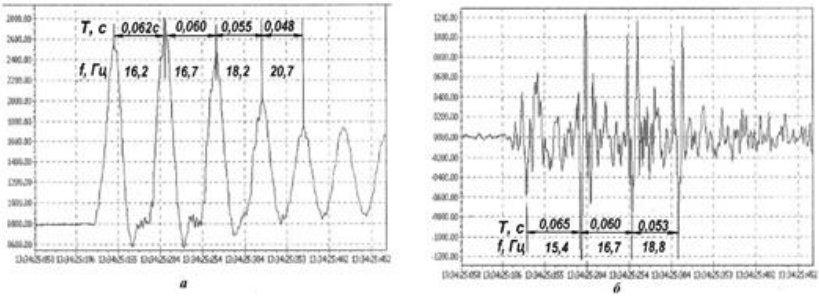


Рисунок 4 – Момент сил пружності (а) на проміжному валу між двигуном та редуктором і віброшвидкість (б) корпусу редуктора на вхідному валу при захваті полоси валками кліті 3 стану 1680

Велике значення має поглиблення досліджень кореляційних полів, їх властивостей і залежності від технічного стану обладнання, пошук нових полів на основі вимірювання вібропараметрів. Наприклад, $X_д$, M_c, де $X_д$ – максимальне пікове значення певного вібраційного параметра корпусу шестеренної кліті або редуктора. Подібні поля шляхом вимірювань одержувати значно простіше, ніж моменту при достатній інформативності.

3. Крім коефіцієнта варіації γ_c моменту M_c в сталому режимі прокатки запропоновано використовувати значення коефіцієнтів варіації $\gamma_д$ динамічного моменту $M_д$ і коефіцієнта динамічності $\gamma_к$ $К = M_д/M_c$, які визначаються з масивів вимірювань перехідних процесів. Шляхом порівняння комбінацій їх значень та відношень встановлюють, які збудження переважають – нестабільність параметрів прокатки, наприклад, розкид температури металу, її зміна вздовж прокату, чи обладнання - дія, перш за все, зазорів [2].

4. З метою більш повного уявлення розробили математичну модель лінії привода (м.н.с. В. В. Корєнной) з урахуванням руху зубчатого зачеплення шестеренних валків, колеса і шестерні редуктора та їх осей

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

в опорах при наявності низки зазорів. На прикладі клітей 5 і 6 стану 1680, в яких по різному розташовані двигуни відносно шестерні редуктора, встановили важливі особливості і залежності їх руху в полях зазорів та дії зусиль [4].

Створення специфічних режимів прокатки і роботи обладнання. Наприклад, за допомогою вертикальних валків в універсальній чорновій кліті на короткій передній ділянці здійснюють незначне пластичне згинання полоси по ширині у вигляді невеликого «жолобу». За рахунок тертя під час вирівнювання жолобу відбувається гальмування швидкості горизонтальних валків та замикання зазорів перш за все в шпинделях. Значення часу запізнення реакції ділянок в цей період, тобто при закритих зазорах, порівнюють з часом запізнення, коли захват полоси йдеться в штатному режимі прокатки з впливом зазорів. З подібною метою можливий режим прокатки, коли спочатку на передній частині полоси довжиною до 0,5 м за рахунок зменшеного обтиснення формують «лижу», потім полосу відводять в зворотному напрямку, збільшують обтиснення і знову задають у валки. Прокатка «лижі» ведеться при закритих зазорах тому час запізнення реакції ділянок в період захвату наступної потовщеної частини полоси менший, ніж при захваті полоси в штатному режимі. Вимірювання часу запізнення можливо також при «піднятті – опусканні» верхнього опорного валка за допомогою гідравлічної системи кліті. За 10-15 секунд до підходу полоси до валків верхній опорний валок виводять з контакту з робочим валком. Після зменшення на 40 -70 % швидкості опорного валка його знову вводять в контакт з робочим валком, швидкість якого зменшується, а зазори в шпинделях закриваються. В цей час полосу задають у валки.

Важливим є також використання математичних моделей перехідних процесів з визначенням нових діагностичних показників і їх залежності від параметрів стану обладнання з створенням специфічних режимів прокатки.

Висновки

Викладений матеріал дозволяє стверджувати можливості успішного пошуку і розвитку способів діагностики обладнання прокатних станів в перехідних режимах роботи.

Перелік посилань

1 Диагностика и динамика прокатных станов / В. В. Веренев, В. И. Большаков, А. Ю. Путноки и др. Днепропетровск : ИМА-пресс, 2007. 144 с.

2 Динамические процессы в клетях широкополосного стана 1680 /В. В. Веренев, В. И. Большаков, А. Ю. Путноки и др. Днепропетровск, ИМА- пресс, 2011. 184 с.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

3 Веренев В. В. Снижение динамических нагрузок и диагностика широкополосных станов в переходных режимах. Никополь : СПД Фельдман О.О., 2014. 203 с.

4 Веренев В. В. Динамические процессы в широкополосных станах горячеи прокатки. Днепр : Літограф, 2018. 158 с.

5 Патент 70137. Україна. Спосіб визначення технічного стану устаткування крутильної системи лінії головного приводу прокатної кліті / Вереньов В. В. та інш. Опубл. 15. 09. 2004, Бюл. № 9.

6 Патент 124756. Україна. Спосіб діагностики лінії головного приводу валків в кліті з багатониктовою прокаткою / Вереньов В. В. та інш. Опубл. 10.11.2021, Бюл. № 45.

7 Патент 86640. Україна. Спосіб визначення технічного стану зубчатого зачеплення редуктора лінії приводу прокатної кліті / Вереньов В. В. та інш. Опубл. 12.05.2009, Бюл. № 9.

References

1 Verenev V. V., Bolshakov V. I., Putnoki A. Iu. et al. (2007). Diagnostika i dinamika prokatnykh stanov. IMA-press

2 Verenev V. V., Bolshakov V. I., Putnoki A. Iu. et al. (2011). Dinamicheskie protcessy v kletiakh shirokopolosnogo stana 1680. IMA- press

3 Verenev V. V. (2014). Snizhenie dinamicheskikh nagruzok i diagnostika shirokopolosnykh stanov v perekhodnykh rezhimakh. SPD Feldman O.O.

4 Verenev V. V. (2018). Dinamicheskie protcessy v shirokopolosnykh stanakh goriachei prokatki. Litograf

5 Patent 70137. Ukraine. (2004). Sposib vyznachennia tekhnichnoho stanu ustatkuvannia krutylnoi systemy linii holovnoho pryvodu prokatnoi kliti. *Biul*. No. 9.

6 Patent 124756. Ukraine. (2021) Sposib diahnostyky linii holovnoho pryvodu valkiv v kliti z bahatonyktovoiu prokatkoiu. *Biul*. No.45.

7 Patent 86640. Ukraine. (2009). Sposib vyznachennia tekhnichnoho stanu zubchatoho zacheplennia reduktora linii pryvodu prokatnoi kliti. *Biul*. No. 9.

V. V. Verenev[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-2561-5365

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

DEVELOPMENT OF METHODS FOR DIAGNOSING THE TECHNICAL CONDITION OF ROLLING MILL EQUIPMENT IN TRANSIENT OPERATING MODES

Abstract. Several methods for diagnosing rolling equipment in transient operating modes are presented, primarily when the strip is captured by the rolls and indicators - the time of delay in the reaction of sections, correlation fields, and the oscillation period. The directions of development and search for new methods are considered, examples of using the features of rolling and equipment operation for diagnostic purposes are given.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Key words: rolling mill, drive line, rolls, dynamic processes, vibration, technical conditions, gaps, diagnostics, lag time.

For citation: Verenev, V. V. (2024). Development of methods for diagnosing the technical condition of rolling mill equipment in transient operating modes. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 362-369. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-362-369

Стаття надійшла до редакції збірника 28.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-370-384

УДК 62-551.454

О. П. Єгоров[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-9867-0437
М. О. Рибальченко[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0001-5162-5201
І. О. Маначин[1,2], к.т.н., доц., ORCID 0000-0001-9795-6751
М. В. Михайловський[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-9960-6189

[1] *Український державний університет науки і технологій*
[2] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМУ РОБОТИ ВИХІДНОЇ СТОРОНИ ДРІБНОСОРТНИХ СТАНІВ

Анотація. Сортовий прокат виробляється з вуглецевих, конструкційних та низьколегованих марок сталей усіх ступенів розкислення. Після прокатки на вихідній стороні стану розкат, порізаний на штанги, охолоджується на рейковому холодильнику, потім збирається в пачки, транспортується до ножиць холодного різання. На ножицях він ріжеться на мірні чи нормальні прутки. Нарізані прутки збирають у кишенях відводного рольгангу ножиць, зважують, ув'язують у пачки і подають електромостовим краном на склад готової продукції. Одним із важливих показників роботи стану є темп прокатки. Забезпечення максимально можливого, виходячи з роботи технологічного обладнання, темпу прокатки знижує собівартість готової продукції за рахунок, наприклад, зменшення енерговитрат при зниженні темпу або технологічних простоїв. Розглянуто роботу транспортування смуг прокату, зібраних в пакет рольгангом що підводить, до ножиць холодного різання. Вага пакета смуг в залежності від їх довжини та кількості суттєво варіюється. Від цього залежить і гальмівний шлях пакету, що транспортується. Прорізка пакета ножицями холодного різання здійснюється під упор, тому пакет підводиться до них на повзучій швидкості. Чим довший шлях, тим більший витрачений час на різання, що знижує загальний темп прокатки. Розроблена система дозволяє при транспортуванні пакета рольгангом до ножиць холодного різання для першого зачисного різу визначити параметри розгону та гальмування приводу роликів.
У пакеті від початку до кінця можуть бути смуги різної довжини, що залежить від алгоритму розкрою. Тому шлях розгону та гальмування пакета для порізки на ножицях холодного різання може бути різним. Однак моменти інерції пакета та статичні моменти позначаються однаково на процесах розгону та гальмування. Визначаючи час і шлях розгону, можна визначити і шлях гальмування Відношення шляху розгону до шляху гальмування, отримане для зачисного різу, використовується для визначення часу гальмування для наступного різання. При кожному включенні рольгангу це відношення

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

уточнюється. Проведене імітаційне моделювання роботи системи показало, що таким чином можна точно встановлювати пакет перед упором ножиць та знизити шлях переміщення пачки штанг на повзучій швидкості практично до нуля, і тим самим підвищити продуктивність цієї ділянки.

Ключові слова: стан, оптимізація, розкат, технологічні простої, рольганг, моделювання.

Посилання для цитування: Єгоров О. П., Рибальченко М. О., Маначин І. О., Михайловський М. В. Оптимізація режиму роботи вихідної сторони дрібносортних станів. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 370-384. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-370-384.

Мета роботи: провести імітаційне моделювання роботи системи транспортування пакета до ножиць холодного різання.

Основні результати дослідження.

Сортовий прокат виробляється з вуглецевих, конструкційних та низьколегованих марок сталей усіх ступенів розкислення.

Більшість дрібносортних станів спеціалізуються на виробництві наступного виду сортового прокату:

- сталь кругла діаметром 8÷30 мм,
- сталь квадратна зі стороною 8÷27 мм,
- сталь смугова 12÷70 мм завтовшки 2÷10 мм,
- сталь арматурна №№ 10÷28,
- кутова сталь №№ 2.5÷4.

Підготовлені для прокатки заготовки поплавочно укладаються пратцен-кранами на завантажувальні решітки, звідки за допомогою перекладачів поштучно передаються на рольганг, що підводить. Придатні заготовки транспортуються до нагрівальної печі.

Нагрівання заготовок проводиться в методичній печі до температури 1200-1250 ^{0}С. Видачу заготовок з печі на стіл здійснюють за допомогою виштовхувача та витягувача.

Видані заготівки проходять через ножиці, на яких у разі потреби обрізають передній кінець або заготівку ділять на частини, а потім подають до першої кліті стану.

Прокатку на стані ведуть у чорновій та чистовій групах клітей. Швидкісний режим прокатки в чорновій групі клітей вибирається для прокатки з мінімальним натягом, в чистовій групі - вільна прокатка. Як в одному так і в іншому випадку заданий швидкісний режим прокатки підтримується за допомогою систем автоматичного керування.

Після чистових клітей при прокатуванні всіх профілів, крім фасонних, розкат ріжуть на барабанних ножицях на довжини, що відповідають умовам подачі смуг на холодильники (рис. 1).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



Рисунок 1 – Холодильник

Схема розташування обладнання на вихідному боці БДС зображена на рис. 2.

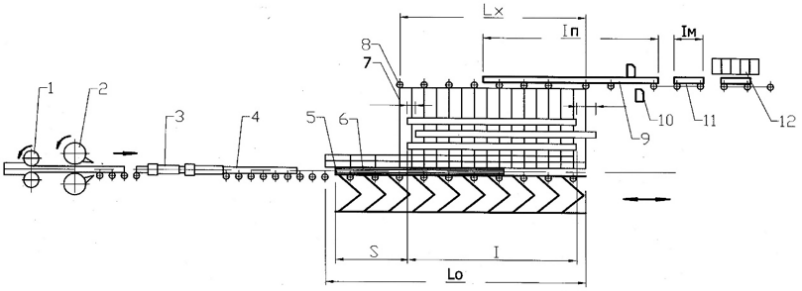


Рисунок 2 – Схема розташування обладнання на вихідному боці БДС

Розкат, що виходить з останньої чистової кліті 1, летючими ножицями 2 розрізається на смуги. Відрізані смуги рольгангом 4 поштучно транспортуються на холодильник 7. При необхідності здійснюється інтенсивне охолодження і зміцнення прокату в термоустановці 3. Прийом, поділ і гальмування смуг здійснюється клапаном 7. Зупинені смуги передаються на рейкове поле холодильника, де системою рухомих та нерухомих рейок переміщаються у поперечному напрямку, одночасно охолоджуючись на повітрі.

Охолоджені смуги збираються в пакети 9 і рольгангом 8 подаються до ножиць холодного різання 10, де розрізаються на пачки товарних прутків мірної довжини.

Холодильник (рис. 3) в загальному випадку складається з рольгангу, що підводить, власне холодильника, системи рухомих і нерухомих рейок і рольганга, що відводить. При кожному ході рухомих рейок

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

охолоджувані смуги переміщуються на 100-200 мм. Рухливі крокуючі рейки здійснюють зворотно-поступальний рух за допомогою ексцентрикових механізмів. Між роликами рольганга, що підводить, розташовані клапани, що здійснюють підйом і опускання прокату за допомогою вертикальних тяг, з'єднаних з важільним шатунно-кривошипним механізмом, що наводиться електродвигуном.

На холодильнику смуги охолоджуються до 80-100 ° С, збираються в пачки (10-20 смуг) і перекладаються на рольганг, що відводить, що веде до ножиць або пил.

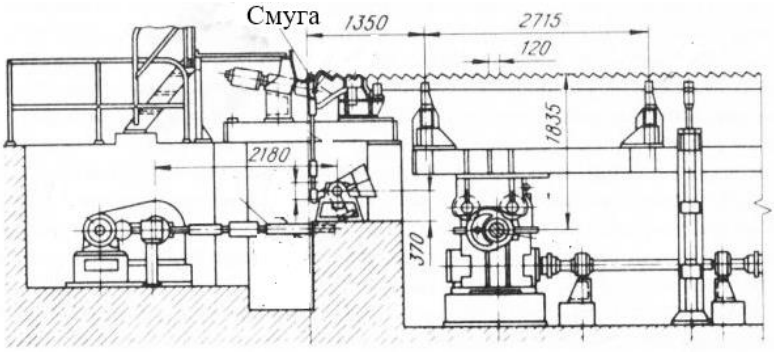


Рисунок 3 – Холодильник

Залежно від алгоритму розкрою довжина штанг, що охолоджуються на холодильнику, може відрізнятися одна від одної . Це призводить до розкидання положення передніх торців після гальмування. Проблема вирішується встановленням між рейок холодильника рольгангу для торцювання передніх торців штанг.

При прокатці арматурних профілів, термозміцнюваних в установках прискореного охолодження, гальмівний шлях штанг збільшується через зменшення значення коефіцієнта тертя арматури в жолобі рольгангу. Це змушує прокатувати арматурні профілі зі зниженою швидкістю.

В [1] пропонується в рихтувальний жолоб встановити гальмівні електромагніти із системою гальмування, що регулюється, для вирівнювання передніх торців штанг.

Це дозволяє не знижувати швидкість прокатки, оскільки крім зменшення довжини гальмівного шляху попередньо здійснюється торцювання штанг.

В [3] докладно описана ця система, тому у статті її робота не розглядається.

Канатний шлепер (рис. 4) складається з 6-8 канатів, розташованих між приводними барабанами та натяжними блоками.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Після холодильника шлепером штанги передаються на рейковий настил, де формується пакет для порізки на ножицях холодного різання.

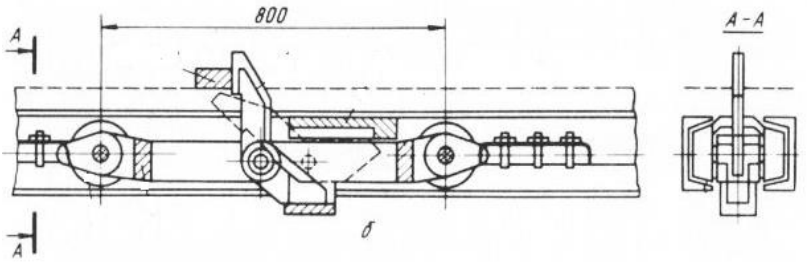


Рисунок 4 – Шлепер

На ділянці стаціонарних ножиць холодного різання завершуються всі операції, що передують отриманню готового прокату. Пропускна спроможність цієї ділянки та якість готової продукції визначаються тривалістю окремих операцій, можливостями обладнання, режимами його роботи, а також рівнем автоматизації.

Конструктивно рольганги дрібносортних станів на різних ділянках однакові та відрізняються лише характером приводу, способом кріплення роликів та технічними характеристиками: швидкістю, несучою здатністю та габаритами. Рольганги мають індивідуальній привід роликів. На рис. 5 наведено типову конструкцію механічної системи приводного ролика рольганга дрібносортного стану.

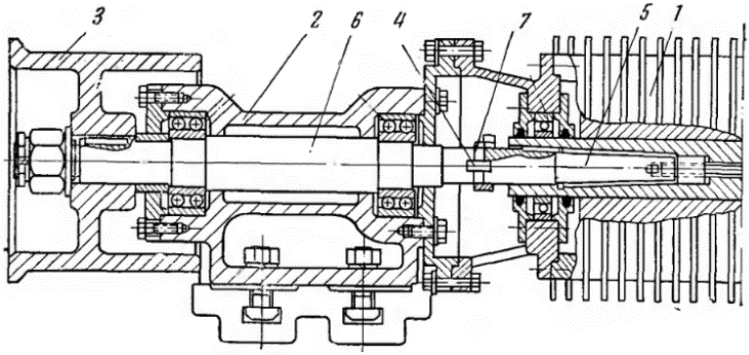


Рисунок 5 – Типова конструкція приводного ролика рольгангу дрібносортного стану

Асинхронний електродвигун 1 прикріплений консольно болтами до кронштейна 2, встановленому на станині. Обертання ролика 3 передається через текстолітовий елемент 4, який вставлений у пази

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

валів 5 і 6 електродвигуна та ролика відповідно.

Потужність електродвигуна – 2 кВт. Робоча частота обертання – 430 об/хв. Діаметр роликів – 250 мм. Усі двигуни живляться від перетворювача частоти .

Для розрізання холодного прокату найбільшого поширення набули ексцентрикові ножиці зі скошеним рухомим верхнім ножем та горизонтальним нерухомим нижнім.

Загальний вигляд ножиць наведено на рис. 6.

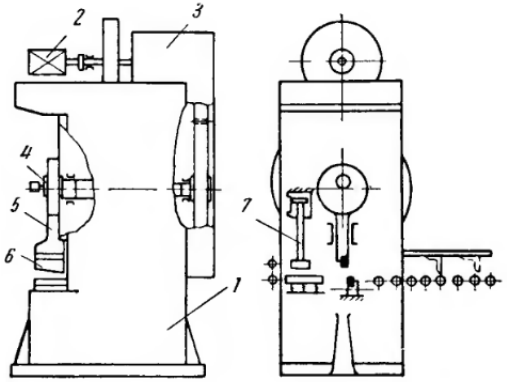


Рисунок 6 – Загальний вигляд ексцентрикових стаціонарних ножиць.
Умовні позначення:
1 – станина;
2 – електродвигун;
3 – редуктор;
4 – ексцентриковий вал;
5 – повзун;
6 – верхній ніж;
7 – пневматичний притиск

На дрібносортному стані ножиці призначені для різання прокату на мірні довжини і характеризуються такими параметрами:

– максимальна міцність холодного металу, що піддається різанню, не більше 140 кг·мм^2,

– максимальна сумарна площа перерізу, що розрізається, 16000 мм^2 при міцності на зріз 37.5 кг·мм^2,

– ширина ножа 700мм,

– максимальне зусилля різання 600 т.

Ножиці обладнані пересувним упором (рис. 7) для фіксації мірної довжини при розрізанні прокату.

Упор змонтований на візку, який переміщається балкою, розташованою на естакаді вздовж відвідного рольгангу холодильника. Підйом і опускання упору 1 здійснюють за допомогою системи важелів від пневмоциліндра 2. Для пом'якшення удару кінців пакета об останній упор обладнаний пружинним буфером 3. Упор 4 опущеному стані фіксується кулачком 4, що наводиться в рух тим же пневмоциліндром 2. Це запобігає довільному удару по ньому пакету. Упор пересувається вздовж рольгангу за допомогою візка 5, обладнаної електродвигуном 6 з зубчастою черв'яково-циліндричною передачею 7.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

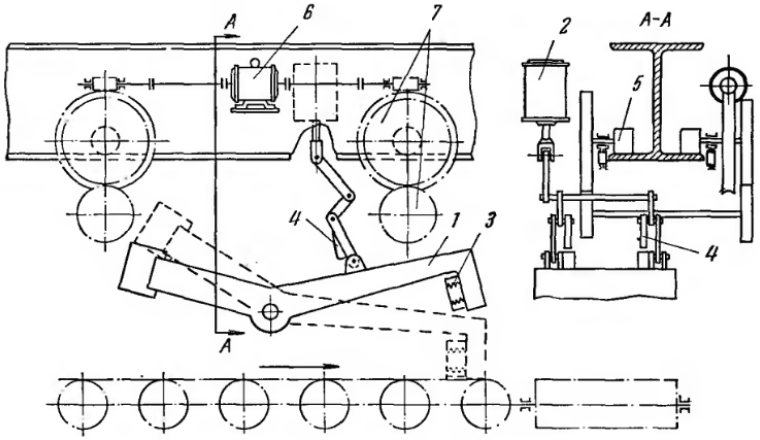


Рисунок 7 – Загальна схема пересувного упору за стаціонарними ножицями

За стаціонарними ножицями холодного різання розташований рольганг, що відводить, що транспортує пачки прутків до кишень. Вибір кишені, до якої транспортується пачка, здійснюють з урахуванням довжини прутків у пачці, запобігаючи змішування в кишенях пачок, що містять виключно мірні прутки, з пачками, що містять прутки різної довжини.

Нарізані прутки збирають у кишенях рольгангу, що відводить, зважують, ув'язують у пачки і подають електромостовим краном на склад готової продукції.

Всі ділянки стану пов'язані в єдиний технологічний комплекс і від роботи кожної ділянки залежить злагодженість і безперебійність роботи всього стану, якість і кількість продукції, що випускається.

Одним із важливих показників роботи стану є темп прокатки. Забезпечення максимально можливого темпу прокатки знижує собівартість готової продукції за рахунок, наприклад, зменшення енерговитрат при зниженні темпу або технологічних простоїв.

Розглянемо роботу транспортування смуг прокату, зібраних в пакет рольгангом, що підводить, до ножиць холодного різання. Вага пакета смуг в залежності від їх довжини та кількості може суттєво коливатися. Від цього залежить і гальмівний шлях цього пакету. Прорізка пакета ножицями холодного різання здійснюється під упор, тому пакет підводиться на повзучій швидкості. Чим довший шлях, тим природніше і більший витрачений час на різання, що знижує загальний темп прокатки.

Розглянута система автоматичного управління забезпечує зниження швидкості пакету, що транспортується, до повзучої, незалежно від ваги

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

пакета до певної відстані до упору.

Розглянемо принцип роботи системи управління транспортування пакета до ножиць холодного різання для його різання.

Визначимо роботу приводу рольгангу в режимах пуску, транспортування та гальмування прокату.

Рольганги, що підводять пакет для порізу, повинні забезпечити максимальне прискорення, тобто скорочення часу пауз, щоб отримати максимальну продуктивність.

Момент та потужність приводу роликів рольгангу визначають з урахуванням чотирьох складових: моменту холостого ходу $M_х$, моменту на подолання тертя в підшипниках $M_{тр}$, моменту тертя роликів по пакету (момент пробуксування) $M_б$ та динамічного моменту при розгоні або гальмуванні $M_д$

$$M_{дв} = M_х + M_{тр} + M_б \pm M_д \quad (1)$$

Кожен із складових визначається з таких міркувань.

Навантаження на один ролик обернено пропорційне числу роликів, які одночасно стикаються з металом, що транспортується.. Для більшої надійності роботи рольганга щодо крутних моментів вибирають варіант найбільшого навантаження на ролики. З достатньою для практики точністю вважатимуться, що в наслідок того, що при подовженому пакеті деяка кількість роликів безпосередньо не стикається з ним через його деформацію припускають, що тільки 70% загальної кількості роликів знаходяться в контакті. Це припущення використовується для оцінки похибки виконаних розрахунків.

$$M_{тр} = (Q_M + G_p)\mu_{пр}\frac{d_ц}{2} \quad (2)$$

$$M_б = Q_M \mu_{бр}\frac{D_p}{2} \quad (3)$$

$$M_д = \frac{1}{4}(m_р D_p^2 + J_{рд} + m_{пак} D_p^2)\frac{d\omega}{dt}$$

де Q_M - вага металу, що транспортується (при індивідуальному приводі кожного ролика від окремого електродвигуна); G_p -вага ролика; $d_ц$-діаметр цапфи підшипника в опорах ролика; $\mu_{пр}$-коефіцієнт тертя в підшипниках ролика (для роликових підшипників $\mu_{пр}$= 0,005-0,008); $\mu_{бр}$ - коефіцієнт тертя ролика при буксуванні (0,3 по гарячому металу та 0,15-0,2 по холодному); D_p - діаметр бочки ролика; J - момент інерції ротору двигуна; $m_р$ - маса ролика; $m_{пак}$ - маса пакету, що транспортується; ω-кутова швидкість обертання ролика.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

При прискоренні обертання роликів рольгангу метал, що знаходиться на них, рухається із прискоренням поступально. Для наведення моменту інерції поступово рухомого металу до осі обертання ролика вважатимемо, що маса металу прикладена до точки (по дотичній) по колу ролика.

Для того, щоб змусити метал рухатися по роликах рольгангу з прискоренням, ролики повинні подолати силу інерції металу, що дорівнює

$$J_{\text{М}} = m_{\text{м}} a, \tag{4}$$

де $a -$ прискорення пакету.

Але при русі металу по роликах сила інерції не може бути більше сили тертя між роликом і металом, що дорівнює

$$F_{\text{тр}} = \mu_{\text{пр}} Q_{\text{пак}=} \mu_{\text{пр}} m_{\text{пак}} g \tag{5}$$

$$J_{\text{пак}} = a m_{\text{пак}} < F_{\text{тр}} \tag{6}$$

Звідки прискорення пакета не може бути більшим за добуток коефіцієнта тертя ролика по металу на прискорення сили тяжіння

$$\text{a}=0.15 \cdot 9.8 = 1.47 \ \frac{\text{м}}{\text{с}^2}.$$

Принцип роботи системи заснований на наступних процесах переміщення пакета на задану відстань $\text{s}_{\text{зад}}$.

$$S_{\text{п}} = -S_{\text{т}} + L_{\text{зад}}, \tag{7}$$

де $L_{\text{зад}}$, $S_{\text{т}}$ – задана довжина штанги, переміщення пакета при гальмуванні, $\text{S}_{\text{п}}$ – переміщення пакету до включення режиму гальмування.

У пакеті від початку до кінця можуть бути смуги різної довжини, що залежить від алгоритму розкрою. Тому шлях розгону та гальмування пакета для порізки на ножицях холодного різання може бути різним. Однак момент інерції пакета позначається однаково на процесі розгону та гальмування. Визначаючи час і шлях розгону, можна визначити і шлях гальмування.

Якщо при розгоні досягається, наприклад, швидкість переміщення V_1 тоді

$$V_1 = a_p \cdot t_p \tag{8}$$

$$V_1 = a_{\text{т}} \cdot t_{\text{т}} \tag{9}$$

де a_p и $a_{\text{т}}$, t_p и $t_{\text{т}}$ – прискорення при розгоні та гальмуванні, і відповідні

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

тривалості фаз. Звідси позначимо

$$\beta=\frac{a_p}{a_т}=\frac{t_т}{t_p} \tag{10}$$

де β - параметр , що характеризує відношення прискорень при переміщенні пакета.

У свою чергу відношення переміщень пакету виражається так

$$\frac{S_р}{S_т}=\frac{\frac{1}{2}a_р\cdot t_р^2}{\frac{1}{2}a_т\cdot t_т^2}=\frac{a_p\cdot t_p\cdot t_p}{a_т\cdot t_т\cdot t_т}=\frac{V_1\cdot t_p}{V_1\cdot t_p}=\frac{1}{\beta} \tag{11}$$

$$S_т=S_р\cdot\beta \tag{12}$$

Таким чином, включення приводу роликів на гальмування відбувається при переміщенні смуги на відстань $S_{пер}$

$$S_{пер}=S_{зад}-S_т=S_{зад}-S_р\cdot\beta. \tag{13}$$

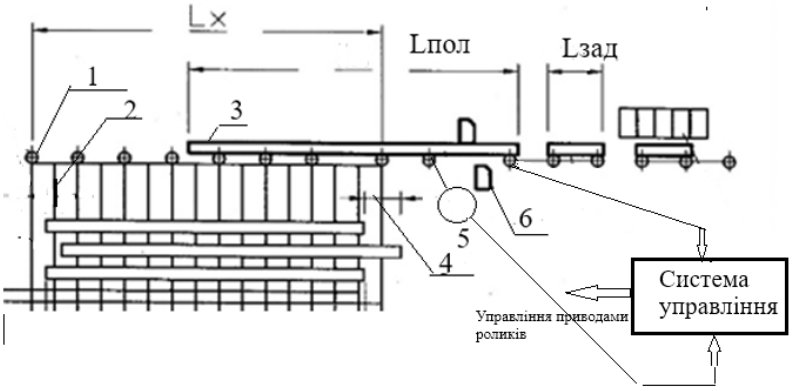


Рисунок 8 – Обладнання для автоматизованого різання пакету на штанги. Умовні позначення: 1-привідний ролик з датчиком струму, 2- шлепер, 3- смуга, 4- ділянка смуги, що припадає на один ролик, 5- датчик пересування смуги, 6- ножиці холодного різання.

Переміщення пакета контролюється кутом повороту холостого магнітного ролика, момент початку розгону та гальмування пакета - по зміні струму живлення двигуна.

При першому переміщенні пакета, коли відрізається передня частина з розкиданим положення торців смуг, оператор підводить пакет до упору в ручному режимі. Вимірюється час розгогу та гальмування роликів. Визначається коефіцієнт β. Для наступних різів момент

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

початку гальмування визначається відповідно до виразів (12), (13).

Розглянемо роботу системи шляхом її математичного моделювання та розрахунків її в пакеті Mathcad.

Для моделювання визначимо наступні вхідні параметри працюючого обладнання.

Таблиця 1 – Технічні данні електричного двигуна ролика транспортера

Параметр	Величина
Модель	АРМ 53-10
Тип електродвигуна	Асинхронний, трьох фазний
Номінальна потужність, кВт	2
Частота обертання об./ хв.	600
Номінальна частота обертання об./ хв.	530
Початковий пусковий струм А	20
Початковий пусковий момент $M_{пуск}$, Н·м	96
Момент інерції ротора J_r	0.76 Н·м^2

Розрахунок розгону та гальмування пакета

Довжина смуг	lc = 130 м
Кількість роликів рольганга перед ножицями холодного різання	Nr = 72
Відстань між осями роликів	lr/Nr = 1.8 м
Вага погонного метра арматури 14	Qп = 12.1 Н
Кількість смуг у пачці ns	5-12
Вага смуг на один ролик	Qcr_{ns}= Qп·n·lr Н
Діаметр ролика	Dr = 0.25 м
Швидкість переміщення пачки смуг	Vc = 2 м/с
Вага ролика Qr	2000 Н
Діаметр шийки ролика	Dshr = 0.12 м
Момент інерції смуги	$Jcr_{ns} = Qcr_{ns} \frac{Dshr^2}{4 \cdot 9.8}$ Н·м^2
Момент інерції на валу ротора	$Jds_{ns} = (Jr + Jcr_{ns}) \cdot 10$ Н·м^2
Динамічний момент Md_{ns} =96÷105 Н·м	Md_{ns} =$Jds_{ns} \cdot \omega$ Н·м
Середній пусковий момент	$M_{pp} = 9.55 \cdot Pdv \cdot 1000/60$
	$M_{pp} = 318.333$ Н·м
Статичний момент $Mst_{ns} = 263.61 \div 282.67$ Н·м	$Mst_{ns} = (Qr + Qcr_{ns}) \cdot Dr / 2$
Час розгону	$t_{ns} = Md_{ns} / (Mpp - Mst_{ns})$ с

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Час гальмування $tt_{ns} = \frac{Md_{ns} \cdot Kt}{(-Mpp + Mst_{ns})}$

Прискорення при розгоні та гальмуванні $a_{ns} = Vc / t_{ns}$

$a_{ns} = 1.14 \div 0.68$ м/с^2 $at_{ns} = -Vc / tt_{ns}$ м/с^2

$at_{ns} = -1.39 \div -0.83$ м/с^2

$Lr_{ns} = 1.75 \div 2.9$ м $Lr_{ns} = a_{ns} \frac{t_{ns}^2}{2}$

$Lr_{ns} = 1.44 \div 2.4$ м

Шлях при розгоні та гальмуванні пакета смуг $Lt_{ns} = -at_{ns} \frac{tt_{ns}^2}{2}$

Коефіцієнт відношення шляху пакета при розгоні та гальмуванні $K_{ns} = Lr_{ns} / Lt_{ns}$

$K_{ns} = 1.22$

Графіки часу розгону та гальмуванні при зміні кількості штанг у пачці представлено на рис. 9.

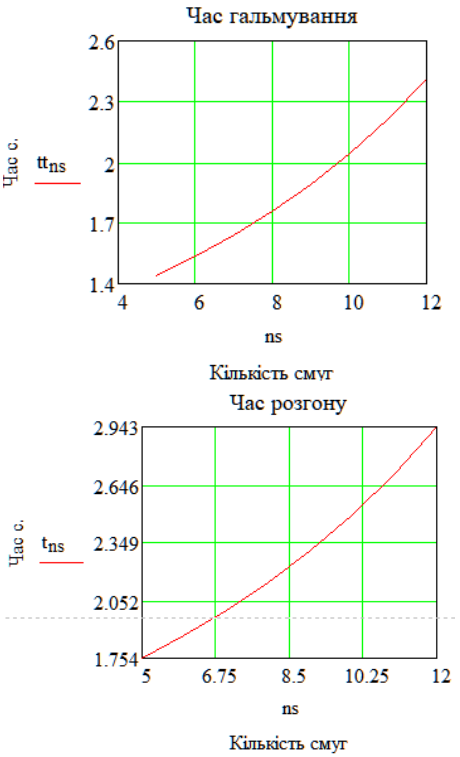


Рисунок 9 – Час розгону та гальмування пакету смуг

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таким чином коефіцієнт відношення шляху пакета при розгоні та гальмуванні, який є незмінним при конкретному налаштуванню приводу валків рольгангу, можливо враховувати при розрахунках шляху гальмування при зміні кількості смуг в пакеті , або профілю смуг.

Висновки

Розроблена система дозволяє при транспортуванні пакета рольгангом до ножиць холодного різання для першого зачисного різу визначити параметри розгону та гальмування приводу роликів. Проведене імітаційне моделювання роботи системи показало, що таким чином можна точно встановлювати пакет перед упором ножиць та знизити шлях переміщення пачки штанг на повзучій швидкості практично до нуля, і тим самим підвищити продуктивність цієї ділянки.

Перелік посилань

1. Авторское свидетельство. SU1109207, МКИ B21.Устройство управления перемещением пакета полос мелкосортного проката при порезке на стационарных ножницах /В. И. Стахно, В. С. Егоров, А. С. Филатов, А. П. Егоров, О. Е. Потап, В. К. Хотулев, Г. С. Диниц. №1109207; Заявлено 13.07.1983; Опубл. 23.08.1984, Бюл. №31.

2. Авторское свидетельство. SU1109207, МКИ B21. Устройство управления перемещением пакета полос мелкосортного проката при порезке на стационарных ножницах / В.И. Стахно, В. С. Егоров, А. С. Филатов, А. П. Егоров, О. Е. Потап, В. К. Хотулев, Г. С. Диниц. №1109207; Заявлено 13.07.1983; Опубл. 23.08.1984, Бюл. №31.

3. Автоматизация технологических процессов на мелкосортных прокатных станах // А. А. Бешта, В. Н. Куваев, О. Е. Потап и др. Днепропетровск : Изд-во НГУ, 2014. 333с.

4. Куваєв В. М. Розвиток наукових основ автоматизації процесів виробництва арматурного прокату. – Рукопис. Дисертація на здобуття ученого ступеня доктори технічних наук за фахом 05.13.07 – Автоматизація технологічних процесів. Національний гірничий університет, Дніпропетровськ, 2007.

References

1. Stakhno, V. Y., Egorov, V. S., Filatov, A. S., Egorov, A. P., Potap, O. E., Khotulev, V. K., & Dynyts, G. S. (1984). Author's testimony. SU1109207, MKI B21. Device for controlling the movement of a package of small-grade rolled strips when cutting on stationary shears. No. 1109207; Proclaimed on July 13, 1983; Publ. 08/23/1984, Bulletin No. 31

2. Stakhno, V. I., Egorov, V. S., Filatov, A. S., Egorov, A. P., Potap, O. E., Khotulev, V. K., & Dinitz G. S. (1984). Author's certificate. SU1109207, MKI B21. Device for controlling the movement of a package of small-section rolled metal strips during cutting on stationary shears. No. 1109207; Declared 13.07.1983; Published 23.08.1984, Bulletin No. 31

3. Beshta, A. A., Kuvaev, V. N., Potap, O. E. et al. (2014). *Automation of*

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

technological processes on small-grade rolling mills. NSU Publishing House

4. Kuvaev, V. M. (2007). *Development of the scientific basis of automation of rebar production processes*. Dissertation for obtaining the degree of Doctor of Technical Sciences by specialty 05.13.07 - Automation of technological processes. National Mining University, Dnipropetrovsk

O. P. Yehorov[1], Ph. D. (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-9867-0437
M. O. Rybalchenko[1], Ph. D. (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0001-5162-5201
I. O. Manachyn[1,2], Ph. D. (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0001-9795-6751
M. V. Mikhailovskyi[1], Ph. D. (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-9960-6189

[1] *Ukrainian State University of Science and Technology*
[2] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

OPTIMIZATION OF THE WORK MODE OF THE OUTPUT SIDE OF MINOR MILLS

Abstract. Rolled products are produced from carbon, structural and low-alloy grades of steel. After rolling on the output side of the mill, the rolled stock, cut into bars, is cooled on a rack cooler, then collected in bundles, transported to the cold cutting shears. With scissors, it is cut into measuring or standard bars. The cut bars are collected in the pockets of the scissor conveyor belt, weighed, tied into bundles and fed to the warehouse of finished products by an electric overhead crane. One of the important indicators of the mill's operation is the rolling rate. Ensuring the maximum possible rolling speed, based on the operation of the technological equipment, reduces the cost of finished products due to, for example, a reduction in energy consumption when the speed is reduced or technological downtimes. The work of transporting rolled strips collected in a package by a conveyor belt to cold cutting shears is considered. The weight of a package of stripes varies significantly depending on their length and number. The braking distance of the transported package also depends on this. The cutting of the package with cold cutting scissors is carried out under a stop, so the package is brought to them at a crawling speed. The longer the path, the greater the time spent cutting, which reduces the overall rolling rate. The developed system makes it possible to determine the acceleration and deceleration parameters of the roller drive during the transport of the package by the roller conveyor to the cold cutting shears for the first cleaning cut. The package can have strips of different lengths from start to finish, depending on the cutting algorithm. Therefore, the path of acceleration and deceleration of the package for cutting on cold cutting shears can be different. However, package moments of inertia and static moments affect the acceleration and deceleration processes equally. Determining the acceleration time and path, you can also determine the deceleration path. The ratio of the acceleration path to the deceleration path obtained for the cleaning cut is used to determine the deceleration time for the next cut. Each time the roller conveyor is turned on, this ratio is refined. The conducted simulation modeling of the system operation showed that in this way it is possible to accurately set the package in front of the stop of the scissors and reduce the path of movement of the bundle of rods at crawling speed to almost zero, and thereby increase the productivity of this section.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Key words: mill, optimization, rollout, technological downtime, conveyor belt, modeling.

For citation: Yehorov, O. P., Rybalchenko, M. O., Manachyn, I. O., Mikhailovskyi, M. V. (2024). Optimization of the work mode of the output side of minor mills. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 370-384. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-370-384

Стаття надійшла до редакції збірника 05.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № ?? від ??.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-385-399

УДК 621.771.23

Д. В. Коноводов[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0001-8282-4991
В. В. Андреєв[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-9476-1921
Д. О. Маслов[1], аспірант, ORCID 0009-0004-8509-994X

[1] *Український державний університет науки і технологій*

ВПЛИВ ВИХІДНОЇ МІКРОСТРУКТУРИ СПЛАВУ СИСТЕМИ Al-Mg-Sc НА УТВОРЕННЯ ДЕФЕКТІВ ГАРЯЧЕКАТАНИХ ШТАБ

Анотація. Актуальною проблемою сучасного виробництва у транспортній промисловості є забезпечення експлуатаційної надійності та довговічності виробів. Основною тенденцією сучасного розвитку транспорту є підвищення вимог до службових властивостей матеріалів. Це дозволяє забезпечити зменшення обсягів використання таких матеріалів та знизити масу виробів. В роботі розглянуто алюмінієві сплави системи Al-Mg-Sc, як клас матеріалів, що успішно застосовуються в техніці. Висока питома міцність алюмінієвих сплавів збільшує вантажопідйомність і зменшує експлуатаційні витрати пересувного транспорту. Висока корозійна стійкість матеріалу подовжує терміни експлуатації, розширює асортимент товарів, що перевозяться, включаючи рідини і гази з високою агресивної концентрацією. Сплави системи Al-Mg-Sc мають високу міцність, стійкість до корозії та гарно зварюються. У сучасному металургійному виробництві високу частку заготовок та виробів з вищевказаних сплавів, одержують методами обробки металів тиском. В даній роботі розглянуто процес прокатки, як вид обробки металів тиском, що має найбільшу продуктивність. Використання процесів обробки металів тиском при виготовленні заготовок та виробів відповідального призначення обумовлено можливістю отримання високих механічних властивостей матеріалу. Однак забезпечення високих механіко-експлуатаційних властивостей виробу залежить від рівномірності і ступеня проробки структури матеріалу. Це, в свою чергу, пов'язано з технологічними параметрами процесу прокатки такими, як ступінь та швидкість деформації, схеми головних напружень і деформацій, температурний інтервал обробки, швидкість охолодження тощо. Однак сплави алюмінію системи Al-Mg-Sc з вмістом магнію на рівні 5-6 % мають невисоку пластичність, що утруднює їх пластичну деформацію. Прийнято вважати, що для успішного проведення гарячої пластичної деформації необхідно створити найбільш сприятливі умови деформації. Експериментальні дослідження, які представлено в роботі, показали, що крім сприятливих умов деформації, на якість кінцевого продукту впливає мікроструктура металу вихідної заготовки.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

В роботі виконано аналіз мікроструктури зразків зі сплаву алюмінію 01570. На підставі аналізу встановлено наявність особливостей мікроструктури вихідної заготовки. Співставлення дефектів поверхні штаб після гарячої прокатки з результатами металографічного аналізу зразків, відібраних до та після прокатки, дозволило зробити висновки про вплив вихідної мікроструктури алюмінієвого сплаву на утворення цих дефектів.

Ключові слова: прокатка, штаба, алюміній, скандій, дефекти, структура, інтерметалід.

Посилання для цитування: Коноводов Д. В., Андреєв В. В. , Маслов Д. О. Вплив вихідної мікроструктури сплаву Al-Mg-Sc на утворення дефектів гарячекатаних штаб. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 385-399. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-385-399.

Вступ. В авіаційній промисловості вже довгий час використовують алюмінієві сплави системи Al-Mg. Для зниження металоємності конструкцій необхідно застосовувати сплави, що мають більш високі механічні властивості при низькій щільності й підвищеному модулі пружності. Цім вимогам відповідають сплави системи Al-Mg, які додатково леговані перехідними металами, такими як скандій, цирконій та інші. Обробка таких сплавів методами пластичної деформації має низку проблем. Це пов'язано зі складною реологічною поведінкою даних сплавів, що призводить до нестабільності технології обробки, підвищенню витрат металу та енергоресурсів на всіх етапах виробництва [1, 2].

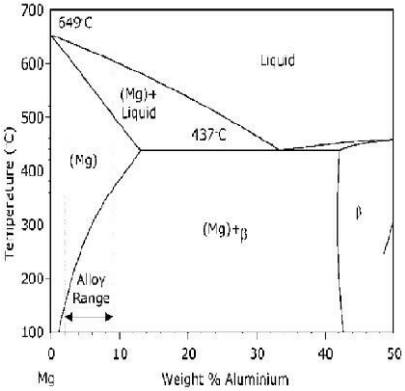
Сплави системи Al-Mg-Sc мають високу міцність, стійкість до корозії та гарно зварюються. Однак такі сплави з вмістом магнію на рівні 5-6 % мають невисоку пластичність, що утруднює їх пластичну деформацію. Прийнято вважати, що для успішного проведення гарячої пластичної деформації необхідно створити найбільш сприятливі умови деформації відносно трьох основних факторів - структурного, температурно-швидкісного та механічного. Гарячу деформацію вищевказаних сплавів здійснюють при температурах нагрівання 410 – 470 °С [3]. При цьому нерівномірність швидкості течії металу в зоні деформації може привести до нерівномірному розподілу напружень. В результате знижуються пластичні властивості металу та виникають додаткові напруження [4]. Внаслідок нерівномірності деформації швидкість рекристалізації внутрішніх та зовнішніх шарів різна, що обумовлює різницю структури. Додаткові напруження у поєднанні з нерівномірністю структурних властивостей можуть призводити до розкриття слябів, розтріскуванню кромок та поверхні.

Кожний відсоток (по масі) магнію підвищує міцність алюмінію

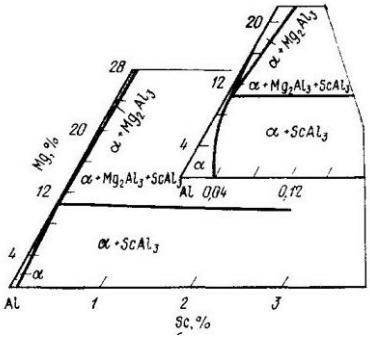
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

приблизно на 30 МПа при одночасному зниженні питомої ваги. Однак область використання сплавів для деформації обмежується вмістом магнію біля 6% [5].

Аналіз діаграм стану систем Al-Mg, Al-Sc, Mg-Sc и Al-Mg-Sc [6 - 8] показав, що незважаючи на високу (17,4 % мас. при 450 °С і близько 1,4 % мас. при 20 °С) розчинність магнію в алюмінії через нерівноважних умов кристалізації алюмінієвих сплавів, що містять більше 1-2 % мас. магнію, виділяється інтерметалід Al_3Mg_2, що утворює з твердим розчином механічну суміш. Частина діаграми стану Al-Mg (кут багатий алюмінієм) та ізотермічний переріз діаграми стану Al-Mg-Sc при температурі 430 °С показано на рис. 1.



а [6]



б [7]

Рисунок 1 – Рівновісна діаграма складу Al – Mg (заштрихована зона – область складу промислових сплавів) (*а*) та ізотермічний переріз діаграми стану Al-Mg-Sc при температурі 430 °С (*б*)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Неминучими домішками промислових алюмінієвих сплавів є Fe і Si, які викликають появу в цих сплавах крихких інтерметалідів силіциду магнію Mg_2Si, α- і β-фаз AlFeSi, а також сполуки AlFeSiMn. Ці сполуки, поряд з β-фазою Al_3Mg_2, утворюють стійку інтерметалідну складову, проте у зв'язку з їх невисоким вмістом під інтерметалідною фазою мається на увазі лише β-фаза Al_3Mg_2.

Стабільні інтерметалідні фази навіть при великих ступенях деформації залишаються недеформованими, так як вони некогерентні з матрицею твердого розчину і мають підвищену міцність. Коагуляція β-фази по границям зерен навіть у кількості 0,1 – 1,0 % мас. призводить до виникнення в матеріалі поковки значних напружень, що провокує процеси міжкристалітної корозії, корозійного розтріскування та корозії під напруженням.

Скандій, що відноситься до групи перехідних металів, взаємодіє з алюмінієм аналогічно до інших перехідних металів (типу Mn, Cr, Zr, Ti). При кристалізації скандій в Al-Mg-сплавах не більше 0,4…0,5 % переважно входить у твердий розчин. При обробці зливка (гомогенізація, гаряча деформація, відпал деформованих заготовок) скандій виділяється з пересиченого твердого розчину у вигляді дисперсної фази Al_3Sc (а при одночасному вмісті у сплавах Sc та Zr – $Al_3(Sc, Zr)$). Вторинні частинки дисперсної когерентної фази Al_3Zr або $Al_3(Zr, Sc)$, по-перше, безпосередньо зміцнюють сплави (ефект дисперсійного твердіння), по-друге, значно підвищуючи температуру рекристалізації, зумовлюють збереження в напівфабрикатах після відпалу нерекристалізованої структури, що забезпечує додаткове зміцнення (ефект структурного зміцнення).

Таким чином, на підставі аналізу літературних джерел можна зробити висновок, що після гарячої прокатки мікроструктура зразків зі сплаву Al-Mg-Sc повинна мати гетерофазну структуру, що складається з α-твердого розчину магнію в алюмінії, β-фази (Al_3Mg_2) та дисперсних частинок Al_3Sc.

Метою даного дослідження є визначення впливу фазового складу та параметрів мікроструктури сплаву 01570 на утворення дефектів при прокатці.

Методика дослідження. Для дослідження використовували заготовки зі сплаву системи Al-Mg-Sc (01570). Хімічний склад сплаву наведено в таблиці 1.

Експериментальні дослідження процесу прокатки заготовок із обраного сплаву проводились на лабораторному стані дуо 180 з гладкою бочкою валків. Початкові розміри заготовки складали $h_0 \times b_0 \times l_0$ = 23×30×200 мм та 23×60×200 мм. Заготовкою для зразків

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

слугувала пресована штаба.

Таблиця 1 – Вміст елементів, % мас.

Mg	Mn	Sc	Zr	Ti	Be	Ce	Fe	Si	Al	Інше
5,22	0,353	0,193	0,0999	0,0405	0,0008	<0,0015	0,616	0,146	93,18	0,192
Вимоги ТУ 1-809-420-2007 [1]										
5,30-6,30	0,200-0,600	0,170-0,305	0,0500-0,1500	0,0100-0,0500	0,0002-0,005	–	0,3	0,2	91,99-93,66	0,100

Примітка: Сумарний вміст Cr, Ni, Ag, B, Ba, Be, Bi, Ca, Cd, Ce, Co, Ga, Hg, In, La, Li, Na, P, Pb, Sb, Sn, Sr складає 0,192 % мас.

Зразки нагрівалися в електричній печі до 420 °С. Температуру печі та зразка вимірювали за допомогою термопар. Після нагріву до необхідної температури, зразки за мінімальний час подавались до прокатного стана де здійснювалася їх прокатка з фіксацією сили прокатки. Протягом всього процесу нагріву та прокатки за допомогою термопар контролювалася температура зразків. Температура повітря та валків складала 15 °С.

Для полегшення правильного завдання металу в осередок деформації, перед валками були встановлені направляючі лінійки. Відстань між лінійками враховувала температурне розширення металу після нагрівання в печі та дозволяла вільне завдання заготовки у прокатні валки. Для зниження витрат тепла, на прийомний стіл прокатної кліті був поміщений теплоізолюючий матеріал – текстоліт. Після послідовного нагріву заготовок до необхідної температури проводилась їх прокатка на стані зі ступенями деформації приблизно 15, 25 та 35 %. Швидкість прокатки складала 0,26 м/с. Після прокатки вимірювалися довжина, ширина та товщина штаби.

Для металографічного аналізу з прокатаних штаб відбиралися зразки для виготовлення шліфів. Шліфи були протравлені металографічним реактивом – 5,0% водним розчином плавикової кислоти.

Вихідні данні та результати дослідження. Для кожного ступеня деформації (на одній установці валків) було прокатано три серії зразків шириною 60 мм, по п’ять зразків в кожній серії. На частині зразків після деформації візуально спостерігалися дефекти (див. рис. 2)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

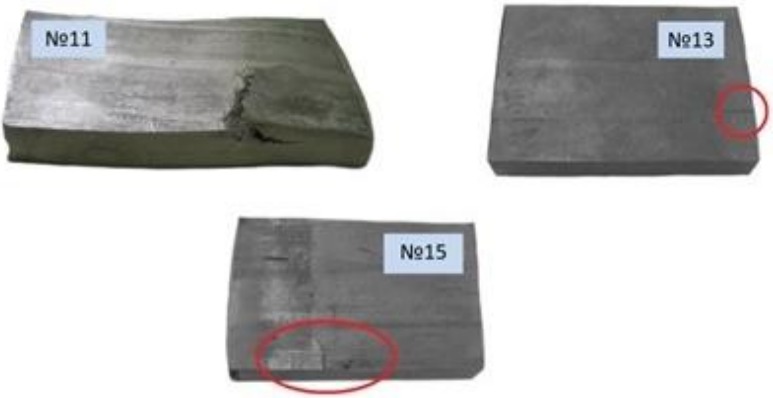


Рисунок 2 – Дефекти при прокатці штаб шириною 60 мм зі сплаву системи Al-Mg-Sc

Спроби провести процес прокатки для вузьких зразків шириною 30 мм, успіхом не увінчалися. При прокатці вузькі зразки руйнувалися, починаючи з переднього кінця, з ефектом оковування валків (рис. 3).

Можна припустити, що подібне явище пов’язано зі зміною співвідношення довжини зони деформації та ширини зразка.



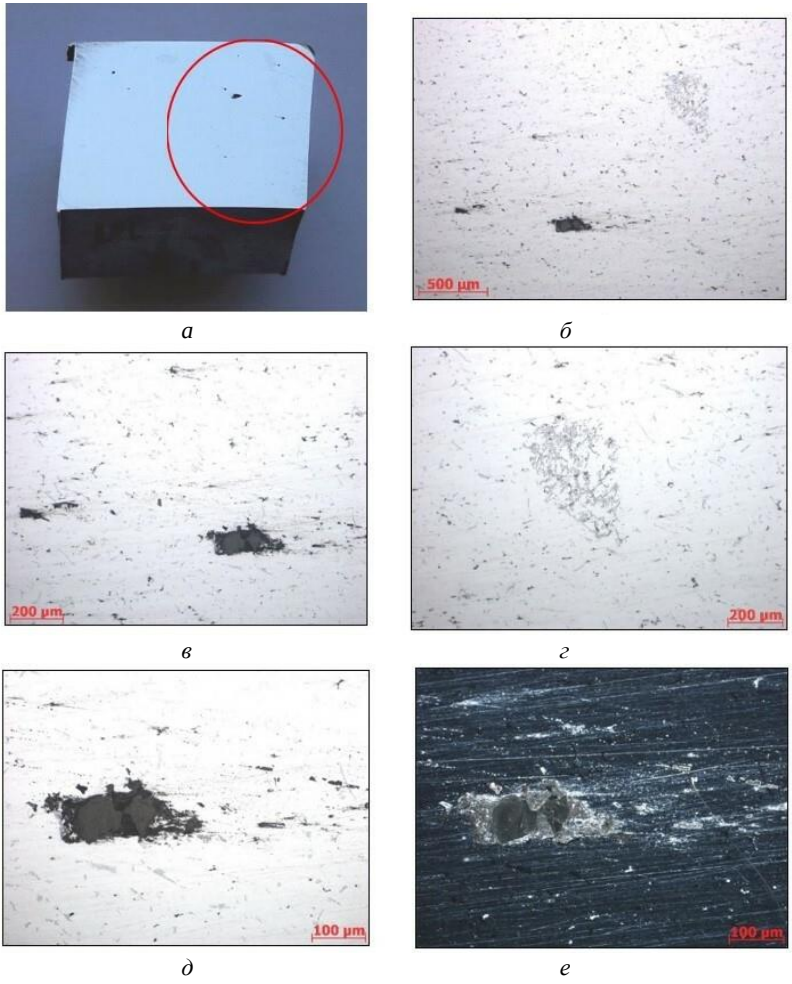
Рисунок 3 – Руйнування зразків шириною 30 мм зі сплаву системи Al-Mg-Sc при прокатці

При зміні цього відношення відбувається зміна сумарної сили тертя в поперечному та поздовжньому напрямку, що впливає на поздовжню течею металу. Ці явища потребують окремого дослідження.

Металографічний аналіз зразків № № 11-1_1, 11-1_2, 13 і 15 показав

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

наявність сторонніх, екзогенних, включень щонайменше трьох типів у металі всіх зразків: великих одиночних включень темного кольору, розсипи включень темного (коричневого та чорного) та сірого кольору. На рис. 4, у якості прикладу, наведено фотографії досліджуваного зразку без металографічного травлення.



а *б* *в* *г* *д* *е*

Рисунок 4 – Загальний вид поверхні шліфа та найбільш масивні дефекти: *а* – збільшення 2,3 рази; *б* – збільшенням 50 разів; *в, г* – збільшення 100 разів; д – збільшення 200 разів у світлому полі мікроскопа, *е* – збільшення 200 разів у темному полі мікроскопа

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Найбільш крупні сторонні включення досягали розміру 0,9 - 1,0 мм та були помітні навіть при візуальному спостереженні поверхні шліфу.

Ідентифікація включень темно-коричневого кольору у вигляді сторонніх, екзогенних включень, що потрапили в рідкий сплав ззовні, не викликала труднощів. Особливо доказовими в цьому випадку стали їх фотографії при великих (більше 200 крат) збільшеннях у світлому та темному полі зору оптичного мікроскопа, які демонструють їх фракційний склад, рихлість будови та відсутність міцного зв'язку з матрицею основного металу.

Фаза сірого кольору також складається з розсипу дрібних частинок. Її розміри досягають у зразку № 11-1_1 230 × 95 мкм, у зразку № 11-1_2 – 2250 × 845 мкм, у зразку № 13 – 100 × 70 мкм, у зразку № 15 – 1130 × 280 мкм. На підставі наступних ознак: локального розташування в об'ємі зразка, фракційної, рихлої будови, зміни кольорового забарвлення, та відсутності міцного з'єднання з основним металом, можна стверджувати, що сіра фаза також є стороннім, екзогенним включенням, що потрапили у зливок під час його виплавлення або затвердіння.

Оскільки дані включення розподілені у зразках ділянками розсипу, було зроблено припущення, що цей розсип є, наприклад, частинками одного з компонентів сплаву Al-Mg-Sc. Ймовірно, під час плавлення його введення в розплав рідкого алюмінію було виконано з деяким відхиленням від заданої температури: при нижчій температурі. В результаті низької температури і високої в'язкості рідкого розплаву алюмінію локальні ділянки так і закристалізувалися, створивши враження розсипу дрібних частинок сірої фази, що не розчинилися в об'ємі металу зразків.

Присутність перелічених сторонніх включень у вихідному зливку стала основною причиною розшарування зразків сплаву Al-Mg-Sc у процесі гарячої прокатки. Розшарування прокату є дефектом, зумовленим якістю зливка або литої заготовки. Даний дефект у вигляді тріщин на кромках і торцях штаб утворюється за наявності в металі дефектів усадки, внутрішніх розривів, підвищеної забрудненості неметалевими включеннями.

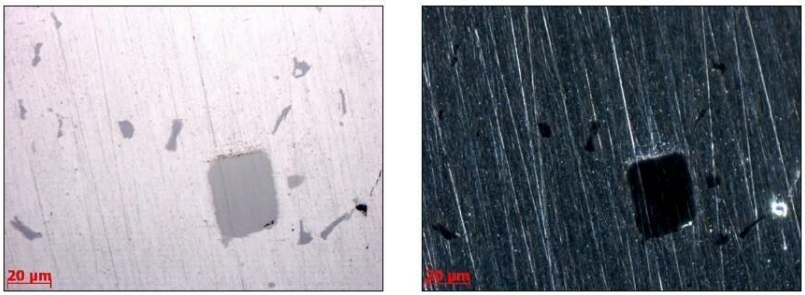
Наступним підтвердженням порушення технології виплавки вихідного зливку сплаву системи Al-Mg-Sc є наявність у структурі його зразків ще однієї фази світло-сірого (без металографічного травлення) кольору. Вона має пластинчасту форму та форму багатогранників (див. рис. 5).

За зовнішніми ознаками може бути класифікована як вторинна залізо- і кремнійвмісна фаза алюмінію. Об'ємна частка цієї фази у всіх

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

аналізованих зразках становить близько 5,0% (табл. 2).

Присутність вторинної залізо- і кремнійвмісної фази алюмінію в мікроструктурі зразків, що аналізуються, можна пояснити наступним чином.



а *б*

Рисунок 5 – Вторинна залізо- та кремнійвмісна (Al-Fe-Si)-фаза алюмінію у зразках, що досліджуються (збільшення у 800 разів): *а* – у світлому полі мікроскопа (сірий колір), *б* – у темному полі мікроскопа (чорний колір)

Таблиця 2 – Результати кількісної металографії зразків сплаву Al-Mg-Sc після гарячої прокатки

№ зразка	Об'ємна доля фаз, %		Середній розмір зерна D, мкм	Бал зерна (ГОСТ 5639-82)
	(Al-Fe-Si)-фаза	β-фаза Al_3Mg_2		
№ 11-1_1	5,66	0,54 / 4,92	37,65	6,11
№ 11-1_2	5,58	0,94 / –	–	–
№ 13	5,31	1,26 / 5,82	56,70	4,93
№ 15	5,73	0,95 / 5,11	47,32	5,45

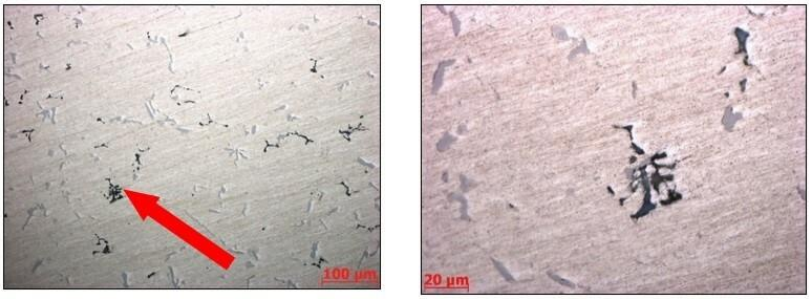
Примітка: у чисельнику – об'ємна доля на шліфу без травління, у знаменнику – після травління.

Залізо є постійною домішкою в алюмінії. Виділяють два основні шляхи влучення заліза в розплав. Перший шлях полягає в тому, що рідкий алюміній здатний розчиняти залізо із незахищених сталевих інструментів та обладнання печі, а також за тривалого часу впливу. Другий шлях - потрапляння заліза в алюмінієвий розплав через додавання легуючих матеріалів низької чистоти. Рівень вмісту заліза збільшується з кожним циклом переплаву. Залізо взаємодіє з алюмінієм, утворюючи інтерметалідні фази різних типів. За відсутності кремнію переважають тугоплавкі фази Al_3Fe і Al_5Fe_2, але в присутності кремнію переважними фазами є крихкі утворення: Al_8Fe_2Si (відома як α-фаза) і Al_5FeSi (відома як β-фаза). Якщо разом з Si присутній Mg, то в сплаві

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

може утворюватися π-фаза ($Al_8FeMg_3Si_6$).

Залізовмісні інтерметалідні фази відрізняються формою. Наприклад, β- фаза формується у формі пластин, виділення α-фази мають складну просторову структуру, яка на шліфах виглядає подібно до ієрогліфів. Фаза з такою ієрогліфоподібною морфологією спостерігається в структурі зразків сплаву, що досліджується (рис. 6).



а *б*

Рисунок 6 – Фаза з ієрогліфоподібною будовою: *а* – збільшення у 200 разів, *б* – збільшення у 800 разів

Порівнюючи морфологічні особливості інтерметалідних фаз, що спостерігаються у зразках № 11, 13 і 15 (рис. 6), можна припустити, що дрібні поліедричні виділення сірого кольору є фазою α-Al_8Fe_2Si або $Al_{15}(Fe, Mn)_2Si$, а великі пластинчасті виділення - фазою β-$Al_{15}FeSi$.

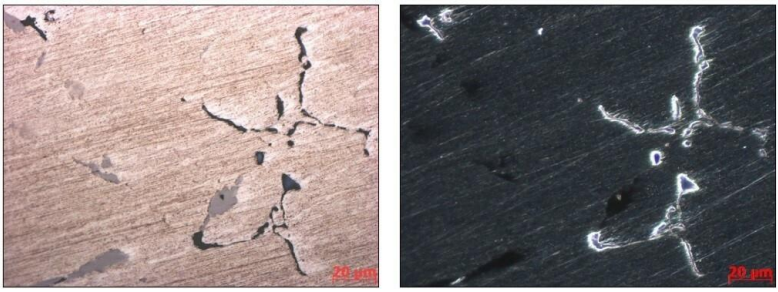
Однак однозначно ідентифікувати дані виділення сірого та чорного кольору можливо лише при виконанні комплексних досліджень з використанням поряд з металографічним аналізом методів рентгеноспектрального та рентгеноструктурного аналізу, що не входило до задач даного дослідження. Далі в роботі, для чіткого опису фазового складу мікроструктури зразків, вищевказані включення будемо називати (Al-Fe-Si)-фаза.

Як було визначено вище, поряд з основною структурною складовою α-твердим розчином магнію в алюмінію в структурі сплаву Al-Mg-Sc обов'язково є евтектична β-фаза Al_3Mg_2, яка має світле або чорне забарвлення та виділяється у формі великих скупчень і часто утворюють суцільну сітку. При розгляді структури досліджуваних зразків за допомогою оптичного мікроскопа можна виявити подібні виділення, які без металографічного травлення мають чорний колір і характером розташування можуть бути класифіковані як евтектична фаза β-фаза Al_3Mg_2 (рис. 7).

Результати вмісту β-фази (Al_3Mg_2), виявленої на шліфах без металографічного травлення, у зразках № 11-1_1, 11-1_2, 13 та 15

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

наведено у табл. 2. У всіх досліджених зразках об'ємна частка β-фази не перевищує 1,5 %. Максимальна кількість фази Al_3Mg_2 1,26 % спостерігається у зразку № 13, у зразках № 11-1_2 та 15 її вміст майже однаковий 0,94 та 0,95 %, у зразку № 11-1_1 її вміст мінімальний – 0,54 %.



а *б*

Рисунок 7 – Евтектична β-фаза Al_3Mg_2 у зразках при збільшення у 800 разів: *а* – у світлому полі мікроскопа, *б* – у чорному полі мікроскопа

Таким чином, фазовий склад досліджених зразків № 11-1_1, 11-1_2, 13 і 15 сплаву Al-Mg-Sc, визначений без металографічного травлення, складається з сторонніх, екзогенних включень (великих одиночних включень темного кольору, розсипу включень темного та сірого кольору), вторинної залізо- і кремнійвмісною фазою алюмінію з умовним позначенням (Al-Fe-Si)-фаза, вміст якої не перевищує 5,0%, та евтектичної β-фаза Al_3Mg_2 у кількості не більше 1,5%. Основна фазова складова структури зразків - α-твердий розчин магнію в алюмінії в кількості ~ 93,5%.

В роботі було виконано вимірювання мікротвердості α-твердого розчину та (Al-Fe-Si)-фази у зразках сплаву, що досліджується, при навантаженні на індентор 2 грами. Значення мікротвердості α-твердого розчину становлять 97 HV, значення мікротвердості (Al-Fe-Si)-фази – 257 HV. Для наочності фотографії відбитків алмазної піраміди ПМТ-3 в α-твердому розчині та (Al-Fe-Si)-фазі показані на рис. 8.

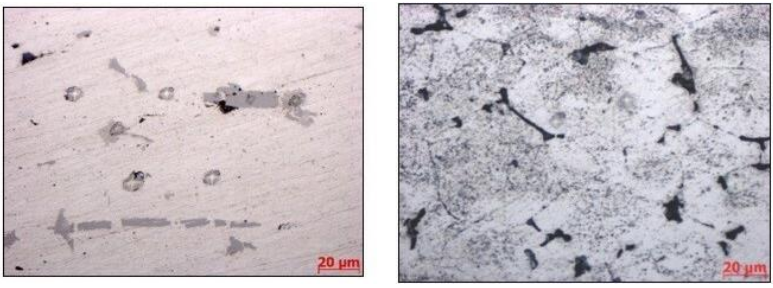
Висновки

Встановлено взаємозв'язок між фазовим складом і параметрами мікроструктури сплаву 01570 та утворенням дефектів штаб при гарячій прокатці на лабораторному стані дуо 180 при температурі 420 °С.

Аналіз фазового складу сплаву 01570, який відноситься до системи Al-Mg-Sc і з якого було виготовлено заготовки для прокатки показав, що основна фазова складова структури - α-твердий розчин магнію в алюмінії в кількості ~ 93,5%. Також в структурі присутня евтектична β-

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

фаза Al_3Mg_2 у кількості не більше 1,5% та вторинна залізо- і кремнійвмісна фаза алюмінію з умовним позначенням (Al-Fe-Si)-фаза, вміст якої не перевищує 5,0%.



а *б*

Рисунок 8 - Фотографії відбитків алмазної піраміди ПМТ-3 в α-твердому розчині магнію в алюмінії та в (Al-Fe-Si)-фазі сірого кольору (збільшення – 800 разів): *а* – шліф без металографічного травління; *б* – шліф після металографічного травління

Інтерметалідні частинки (Al-Fe-Si)-фази (особливо пластинчастої форми) негативно впливають на механічні та ливарні властивості алюмінієвого сплаву, зменшують його пластичність та збільшують пористість. Виникнення при гарячій прокатці дефектів у вигляді тріщин та розшарувань, відбувається внаслідок наявності у структурі металу твердої та малопластичної (Al-Fe-Si)-фази, яка утворилася у процесі розливання сплаву.

Перелік посилань

1. Guan-jun Gao, Chen He, Yong Li, Jia-dong Li, Zhao-dong Wang, R.D.K. MISRA. Influence of different solution methods on microstructure, precipitation behavior and mechanical properties of Al–Mg–Si alloy *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 2018. 28 (5). P. 839-847. https://doi.org/10.1016/S1003-6326(18)64717-X

2. Poznak A., Marceau R. K. W., Sanders P. G. Composition dependent thermal stability and evolution of solute clusters in Al-Mg-Si analyzed using atom probe tomography. *Materials Science and Engineering: A. 2018. No.* 721. P. 47-60. https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.02.074

3. Колпашников А. И. Прокатка листов из легких сплавов. Москва : Металлургия, 1979. 264 с.

4. Akamatsu H., Fujinami F., Horita Z., Langdon G. T. (2001). Influence of rolling on the superplastic behavior of an Al-Mg-Sc alloy after ECAP. *Scripta Materialia.* Vol. 44. No. 5. P. 759-764. https://doi.org/10.1016/S1359-6462(00)00666-7

5. Дослідження формозміни та напруженого стану при вільному куванні заготовок із алюмінієвого сплаву з питомою міцністю більше 120 $м^2/с^2$ /

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

А. В. Ашкелянець, Д. В. Коноводов, В. В. Андреєв, О. В. Бондаренко. *Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії*. 2018. №41 (1317). С. 8 – 12. URL: http://library.kpi.kharkov.ua/files/Vestniki/2018_41.pdf

6. Abbott B. T., Caceres H. C., Easton A. M. (2004). Design with Magnesium-Alloys, properties and casting processes. URL: https://www.researchgate.net/publication/265168745_Design_with_Magnesium-_Alloys_properties_and_casting_processes

7. Youn-Bae Kang. Critical Evaluation and Thermodynamic Optimization of the Binary System in the Mg-Ce-Mn-Y System. *Journal of Phase Equilibria and Diffusion*. 2007. Vol. 28. No. 4. P. 342 – 354. URL: https://www.researchgate.net/figure/Optimized-phase-diagram-of-the-Mg-Sc-system-compared-to-experimental-data-13-67-68_fig18_225593077

8. Van-Horn, Kent R. Aluminum. *Volume 1. Properties, Physical Metallurgy and Phase Diagrams.* Metals Park (Ohio): American Society for Metals, 1967, 399 p.

References

1. Guan-jun Gao, Chen, He, Yong, Li, Jia-dong, Li, Zhao-dong, & Wang, R. D. K. MISRA. (2018). Influence of different solution methods on microstructure, precipitation behavior and mechanical properties of Al–Mg–Si alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 28 (5), 839-847. https://doi.org/10.1016/S1003-6326(18)64717-X

2. Poznak, A., Marceau, R. K. W., & Sanders, P. G. (2018). Composition dependent thermal stability and evolution of solute clusters in Al-Mg-Si analyzed using atom probe tomography. *Materials Science and Engineering: A*, (721), 47-60. https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.02.074

3. Kolpashnykov, A. Y. (1979). *Prokatka lystov yz lehkykh splavov*. Metallurhyia

4. Akamatsu, H., Fujinami, F., Horita, Z., & Langdon, G. T. (2001). Influence of rolling on the superplastic behavior of an Al-Mg-Sc alloy after ECAP. *Scripta Materialia*, 44(5), 759-764. https://doi.org/10.1016/S1359-6462(00)00666-7

5. Ashkelianets, A. V., Konovodov, D. V., Andreiev, V. V., & Bondarenko, O. V. (2018). Doslidzhennia formozminy ta napruzhenoho stanu pry vilnomu kuvanni zahotovok iz aliuminiievoho splavu z pytomoiu mitsnistiu bilshe 120 m^2/s^2. *Visnyk NTU "KhPI". Seriia: Innovatsiini tekhnolohii ta obladnannia obrobky materialiv u mashynobuduvanni ta metalurhii*, 41 (1317), 8–12. http://library.kpi.kharkov.ua/files/Vestniki/2018_41.pdf

6. Abbott, B. T., Caceres, H. C., & Easton, A. M. (2004). Design with Magnesium- Alloys, properties and casting processes. https://www.researchgate.net/publication/265168745_Design_with_Magnesium-_Alloys_properties_and_casting_processes

7. Youn-Bae, Kang. (2007). Critical Evaluation and Thermodynamic Optimization of the Binary System in the Mg-Ce-Mn-Y System. *Journal of Phase Equilibria and Diffusion*, 28(4), 342–354. https://www.researchgate.net/figure/Optimized-phase-diagram-of-the-Mg-Sc-system-compared-to-experimental-data-13-67-68_fig18_225593077

8. Van Horn, & Kent R. (1967). Aluminum. *Volume 1. Properties, Physical*

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Metallurgy and Phase Diagrams. Metals Park (Ohio): American Society for Metals

D. V. Konovodov[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0001-8282-4991
V. V. Andreiev[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0002-9476-1921
D. O. Maslov[1], Ph. D. Student, ORCID 0009-0004-8509-994X

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*

INFLUENCE OF INITIAL MICROSTRUCTURE OF Al-Mg-Sc ALLOY ON DEFECT FORMATION IN HOT-ROLLED STRIPS

Abstract. Ensuring operational reliability and durability of products remains a pressing challenge in modern transportation manufacturing. The primary trend in the development of transportation technologies is increasing the performance requirements of materials. This trend focuses on reducing material consumption and product weight. This study focuses on Al-Mg-Sc aluminum alloys, a class of materials widely and successfully applied in engineering. The high specific strength of aluminum alloys enhances load-carrying capacity and reduces operational costs of transportation vehicles. Moreover, the high corrosion resistance of these materials extends service life and broadens the range of transportable goods, including highly aggressive liquids and gases. Al-Mg-Sc alloys exhibit high strength, excellent corrosion resistance, and good weldability. In modern metallurgical production, a significant proportion of semi-finished products and components made from these alloys are produced through metal forming processes. This paper examines rolling as the most productive metal forming method. Metal forming processes are employed in the manufacture of critical parts due to their ability to achieve superior mechanical properties. However, ensuring high mechanical and operational properties depends on the uniformity and extent of the material's structural refinement. This, in turn, is influenced by rolling process parameters such as degree and rate of deformation, diagrams of principal stresses and strains, processing temperature range, cooling rate, and more. Al-Mg-Sc alloys with a magnesium content of 5-6% have relatively low plasticity, complicating plastic deformation. It is generally believed that creating the most favorable deformation conditions is crucial for successful hot plastic deformation. Experimental research presented in this study indicates that, in addition to favorable deformation conditions, the microstructure of the initial billet significantly affects the quality of the final product. This work analyzes the microstructure of aluminum alloy 01570 samples. The analysis reveals specific features in the initial billet's microstructure. Comparing surface defects in strips after hot rolling with metallographic analysis results from samples taken before and after rolling suggests a clear relationship between the initial microstructure of the aluminum alloy and the formation of these defects.

Key words: rolling, hot-rolled strip, aluminum, scandium, defects, structure, intermetallic.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

For citation: Konovodov, D. V., Andreiev, V. V., & Maslov, D. O. (2024). Influence of initial microstructure of Al-Mg-Sc alloy on defect formation in hot-rolled strips. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 385-399. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-385-399

Стаття надійшла до редакції збірника 20.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-400-414
УДК 621.771, 62-419.4:005

Є. С. Клемешов[1], к.т.н., н.с.,ORCID 0000-0001-6486-5319
І. Ю. Приходько[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-5651-8106
О. Є. Меркулов[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-7867-0659

[1] *Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України, м. Дніпро*

АНАЛІЗ ПРОБЛЕМ СТВОРЕННЯ ПЛАСКИХ БАГАТОШАРОВИХ БІМЕТАЛІЧНИХ КОМПОЗИЦІЙ ТА ШЛЯХИ ЇХ ВИРІШЕННЯ

Анотація. Однією з тенденцій сучасного виробництва є пошук матеріалів здатних замінити сталь, при цьому отримавши переваги та прибравши недоліки в характеристиках та властивостях виробів. Таким матеріалом є біметалічні та багатошарові композити. В даній роботі представлено аналіз сучасного стану розробок з питань виготовлення біметалічних та багатошарових композитів. В першу чергу зроблено акцент на технологіях виготовлення біметалічних композитів, які підрозділяють на дві категорії: із застосуванням деформації та без застосування деформації. Зроблено висновок, що найбільш розповсюдженим, найбільш простим та ефективним методом отримання біметалів та багатошарових композиційних матеріалів є прокатка. Аналіз тенденцій сучасних досліджень у сфері отримання біметалів показав, що більшість робіт присвячено розрахунку енергосилових параметрів процесу прокатки, параметрів деформування та стану поверхні зразків для отримання з'єднання, механічним властивостям композиційних виробів із різноманітним поєднанням сталей та кольорових металів, дослідженню структури зразків у місці з'єднання. Також важливим питанням є визначення міцності з'єднання, яке на даний час оцінюється при розрахунку напружень в осередку деформації чи виходячи з експериментальних та статистичних даних сумарного ступеня деформації. При розрахунках в наш час доволі часто використовується комп'ютерне моделювання, яке дозволяє змоделювати процес сумісної деформації двох та більше шарів металу, однак воно не дозволяє розрахувати можливість з'єднання шарів. В роботі розроблено математичну модель отримання багатошарової біметалічної композиції Ag-Cu-Ag методом прокатки, яка дозволяє оцінити вплив параметрів процесу деформування на напружений стан шарів металу. На основі аналізу сучасних розробок, визначено, що питанню розрахунку та оцінки з'єднання шарів приділено недостатньо уваги, тому сформульовано критерій з'єднання шарів металу. Показано доцільність створення класифікації діапазонів значень критерію для оцінки ступеню міцності з'єднання шарів біметалевих виробів.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензієюCCBY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ключові слова: прокатка, біметал, композит, з'єднання, математична модель.

Посилання для цитування: Клемешов Є. С., Приходько І. Ю., Меркулов О. Є. Аналіз проблем створення пласких багатошарових біметалічних композицій та шляхи їх вирішення. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 400-414. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-400-414.

Вступ. В даний час активний розвиток отримала галузь розробки композитних і композиційних матеріалів, зважаючи на широкий спектр застосування, а також необхідність розвитку та поліпшення тих областей, де неможливо або не доцільно застосування звичайних сталей і сплавів.

До методів виготовлення композиційних матеріалів відноситься дуже широкий спектр технологій. Слід зазначити також, що всі методи можна розділити на ті що використовують обробку тиском (пресування, прокатка, зварка вибухом та ін.), та ті що не використовують (лиття, зварка, наплавлення, напилення та ін.).

Процес зварювання прокаткою продемонстрував значний потенціал і може бути класифікований як твердотільний процес, у якому велика механічна деформація створюється в металевому листі з або без застосування тепла для зміни мікроструктури або для створення зв'язків між декількома металевими листами [1]. Наприклад, з'єднання методом прокатки — це технологія, яка зазвичай використовується для виробництва плакованих пластин, для захисту від корозії або зносу, викликаного ерозією, які зустрічаються в різних важливих галузях промисловості. Деякі з переваг процесу з'єднання прокаткою перед звичайними процесами виробництва та з'єднання включають простоту та легкість роботи, економію коштів, бажані механічні властивості та можливість застосування до різнорідних матеріалів.

Зварювання прокаткою вимагає ретельної підготовки поверхонь, що зварюються, так як поверхневі забруднення і окисні плівки мають великий вплив на міцність зварного з'єднання. Щоб уникнути окислення цих поверхонь, при нагріванні пакети герметизують дуговим зварюванням. Необхідно забезпечити високу міцність зварних швів, руйнування яких у процесі прокатки призводить до браку. Підготовка поверхонь, що зварюються, дещо спрощується за рахунок вакуумування і мимовільного очищення поверхонь від оксидів при нагріванні герметичних пакетів під прокатку. Вирішальне значення зварювання прокаткою має другий етап. На цій стадії за рахунок значних пластичних деформацій досягається фізичний контакт по всій площині дотику деталей, що з'єднуються. У тих місцях, де є фізичний контакт, виникає зв'язок між атомами металів і утворюється зварне з'єднання.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

При виготовленні деталей з плакованого прокату як обов'язкову технологічну операцію застосовують загартування, що забезпечує необхідні експлуатаційні властивості (зносостійкість, міцність, самозагострення). Внаслідок значної різниці в об'ємних змінах матеріалів основного та плакуючого шарів деформація деталей з біметалу може бути великою, що є причиною спотворення проектної форми виробів. Вибираючи сталі основного та плакуючого шарів з близькими коефіцієнтами термічного розширення або змінюючи співвідношення товщин шарів, можна уникнути значних деформацій біметалу [2, 3].

При розгляданні комбінацій металів у композиті слід зауважити, що поєднання властивостей різних металів дозволяє зосередити характеристики виробів та окремих їх частин на необхідній властивості, чи то міцність, в'язкість, зносостійкість, корозійна стійкість тощо. Вперше такі розробки використовувалися в авіабудуванні при створенні фюзеляжів літаків для надання їм корозійної стійкості у поєднанні з міцністю та зменшенням ваги. Композити, виконані з високоміцних алюмінієвих сплавів з прошарками з алюмінію або титану, мають більш високий ресурс, ніж монолітні матеріали. Прокатно-зварні панелі, виконані з алюмінієвих сплавів різних марок, з одностороннім або двостороннім розташуванням каналів застосовують як теплообмінну апаратуру літальних апаратів [4].

Сталева чи інша металічна проволока, яка застосовується в якості зміцнювача, суттєво відрізняється від крихких борних, вуглецевих та інших волокон своєю пластичністю. Це дозволяє застосовувати проволоку при виготовленні композиційних матеріалів за допомогою прокатки, динамічного пресування та ін. Окрім цього, сталева проволока на сьогоднішній день – найбільш дешевий та технологічний зміцнювач, який не містить дефіцитних компонентів та добре освоєний промисловістю [5].

Корозійні процеси руйнації, що посилюються останні десятиліття стійким погіршенням екологічної обстановки практично у всіх промислово розвинених країнах, знищують за рік до 20% щорічного світового виробництва заліза і сталі і завдають шкоди, що обчислюється в 3,5-5% річного національного доходу. За даними експертних оцінок в Україні збитки від корозії становлять 10-15 % усієї продукції чорних металів. Вартість протикорозійного захисту у хімічній, нафтохімічній, металургійній промисловості досягає 10-15% від загальної вартості будівельних конструкцій. Кожні три роки необхідно перефарбовувати 75% металоконструкцій та 10-20% замінювати через корозійне зношування [6].

Проводячи аналіз сучасних розробок можна підкреслити, що метою

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

дослідження може бути будь яка частина технологічного процесу, наприклад - підбір матеріалів та можливість їх з'єднання для отримання особливих якостей виробу, розрахунок енерго-силових параметрів деформування для отримання міцного з'єднання або необхідної товщини виробу, впливу температурних характеристик розплаву на міцність з'єднання, та інше[7]. Незважаючи на активний розвиток, особливо в західних країнах, технологій отримання біметалів (таких, як плакування вибухом, нанесення наплавленого шару та ін), основним методом отримання корозійностійких біметалічних листів є пакетна гаряча прокатка [8].У загальному випадку до енергосилових параметрів процесу прокатки відносять зусилля та роботу деформування, а також пов'язані з ними можливість руйнування робочого інструменту чи обладнання [9], або отримання з'єднання між шарами композиту[10]. У цьому дослідженні розглянуто методику розрахунку відносного обтиснення при холодній прокатці, необхідного для створення з'єднання шарів. Розрахунок проводиться за відомими формулами А.І. Целікова [11] як для моно металу, тому що плакуючий шар дуже тонкий та швидко зміцнюється. В результаті розрахунків отримано величину відносного обтиснення ε_s = 0,488-0,536, що є дуже близьким до отриманих експериментальних даних, де мінімальний відносний ступінь деформації для отримання з'єднання шарів дорівнює 0,45-0,5. Окрім цього в роботі приведені розрахунки міцності з'єднання шарів металу, які проводяться через розрахунок ступенів деформування зсуву. Підмічено також, що міцність з'єднання залежить не тільки від якості зачищення поверхонь з'єднання, а також від зміцнення деякого шару металу після механічної обробки поверхонь. Показано, що деформація первинного схоплювання знижується при зменшенні товщини поверхневих плівок.

Для того, щоб почати аналіз проблем теоретичних розрахунків, по перше треба визначитися, які саме розрахунки використовують для опису технологічного процесу виготовлення біметалічного або багатошарового композиту. Також слід зазначити, що наступний аналіз торкається лише процесу отримання біметалів та багатошарових композитів методом прокатки, хоча на сьогоднішній день розробки пов'язані із теоретичним розрахунком процесу також ведуться і для інших методів ОМТ.

Якщо звернутися до інших важливих напрямків розрахунку технологічного процесу прокатки біметалічних та багатошарових композитів, які відрізняються від звичайного розрахунку прокатки штаби або листа, слід також зауважити напрямок визначення з'єднання шарів в процесі деформування.

В роботі [12] представлені дослідження процесу прокатки

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

біметалічної заготовки алюміній-сталь. В роботі зазначено, що дослідження проводилися із застосуванням як фізичної моделі, так і математичного розрахунку методом кінцевих елементів. Для фізичної моделі застосовано розрахунок методом «верхньої межі». Цей метод засновано на розрахунку швидкостей в осередку деформації та зсувних напружень. Саме зсувні напруження автор використовує для порівняння та аналізу міцності з'єднання шарів в залежності від сумарного ступеня деформації. До висновків цієї роботи відноситься твердження, що цей метод оцінки міцності з'єднання показав добрі результати, як в розрахункових теоретичних даних та даних комп'ютерного моделювання, так і в даних фізичних експериментів, що дозволяє прогнозувати (не в повній мірі) міцність з'єднання шарів металу.

В роботі [13] представлені дані дослідження прокатки біметалічної заготовки алюміній-мідь при різних параметрах процесу, а саме: температурі, діаметрі валків та сумарному ступеню обтиснення. З висновків роботи слідує, що збільшення температури зменшує контактний тиск в наслідок зменшення опору деформації. Контактний тиск впливає на напруження зсуву, які, в свою чергу, впливають на міцність з'єднання шарів металу, і це доведено наступним чином: при збільшенні діаметра валків збільшується контактна поверхня валків з металом, яка, в свою чергу, збільшує контактний тиск та напруження зсуву, при цьому контактний тиск збільшується при збільшені ступеня деформації, що відображається у збільшенні міцності з'єднання шарів з 12 Н/мм^2 при 10% обтиснення до 40 Н/мм^2 при 30% обтиснення.

Взагалі існують різні теоретичні моделі для пояснення різних аспектів процесу з'єднання листів прокаткою. Більшість моделей з'єднання прокаткою зосереджено на контролі параметрів процесу, тоді як деякі моделі розвинули взаємозв'язок між еволюцією мікроструктури та міцністю з'єднання. Дослідники в роботі [15] запропонували наступне рівняння для оцінки міцності з'єднання:

$$\eta = \frac{\sigma_B}{\sigma_0} = R_f(2 - R_f), \quad (1)$$

де σ_B – міцність з'єднання; σ_0 – міцність базового металу; η – ефективна міцність з'єднання; R_f – сумарний ступінь деформації.

В роботі [16] наведена трохи інша формула ефективної міцності з'єднання, яка залежить від граничної деформації:

$$\eta = H(1 - \frac{(1-R_f)^2}{(1-R_t)^2}), \quad (2)$$

де H – емпіричний фактор зміцнення; R_t– граничний рівень деформації.

Таким чином, можна зробити висновок, що проблемою розрахунку

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

міцності з'єднання, згідно з усім вищевказаним, є складність розрахунку напружень зсуву в осередку деформації із за великої кількості вхідних даних та різних механічних властивостей металів, що з'єднують. З цим може допомогти комп'ютерне моделювання. Так, наприклад, в роботах [12, 13, 16] математичне моделювання використовується для отримання даних щодо величини еквівалентної пластичної деформації, напруження плинності, та нерівномірності формозміни шарів при використанні різних металів в пакеті прокатки.

На даний час не має програми, яка б могла відтворити процес зварювання листів при деформуванні, або визначити можливість з'єднання. Для цього доводиться аналізувати результати фізичного експерименту та математичного моделювання, зокрема напружень зсуву, та за формулами розраховувати (або постфактум вимірювати) ефективність з'єднання та його міцність.

Мета дослідження. Аналіз сучасних технологій та розробок зі створення композитів та композиційних матеріалів на основі металів. Визначення найбільш перспективних технологічних процесів та створення базових методів їх комп'ютерного моделювання

Результати дослідження. Авторами статті виконана робота у рамках партнерства співробітників Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України та Zhengzhou Research Institute of Mechanical Engineering CO.,LTD. (ZRIME)(Zhengzhou, P.R.China). Основною ціллю роботи було виконати підготовку та провести спільні експериментальні прокатки триметалічної композиції Ag-Cu-Ag з досягненням з'єднання шарів у процесі плакування.

Перш за все необхідно було оцінити можливості прокатного лабораторного обладнання. Для прокатки було використано стан з кліттю дуо, з максимальною потужністю 100кВт, а діаметр валків складає 500 мм, довжина бочки 800 мм. Розрахункова сила прокатки, у першому наближенні, складає 500 кН. Момент прокатки 18 кНм, потужність прокатки 7,12 кВт за швидкості 0,1 м/с. За максимальної швидкості прокатки 0,3 м/с потужність прокатки буде в межах 22 кВт. Тобто знаходиться у допустимих межах технічних характеристик стану (до 100 кВт). Оціночний рівень коефіцієнта тертя при захопленні та в процесі прокатки прийнятий 0,1

При обтисканні композиції вихідною сумарною товщиною 3+10+3=16 мм у валках діаметром 500 мм зі ступенем деформації 50% кут захвату металу валками становитиме 0,19 рад. Орієнтовне значення коефіцієнта тертя при процесі прокатки, що встановився, становить 0,1. Умова захоплення при процесі прокатки, що встановився, тримається на межі, а умова захоплення не виконується, тому необхідні заходи для забезпечення первинного захоплення

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

композиції валками. А саме: Внутрішній мідний шар завтовшки 10 мм повинен виступати у напрямку прокатки композиції на 45 мм для того, щоб саме цей внутрішній шар першим захопили валки. Для забезпечення кута самогальмування клина зовнішні шари зі сплаву 5081 повинні мати клиноподібну форму зі зменшенням товщини до нуля на передній ділянці завдовжки 30 мм. На рисунку 1 представлено схему пакету Ag-Cu-Ag.

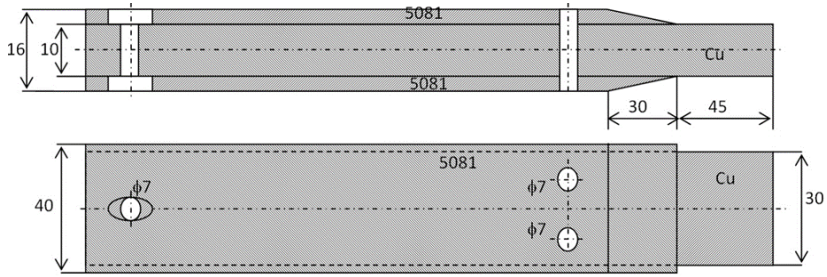
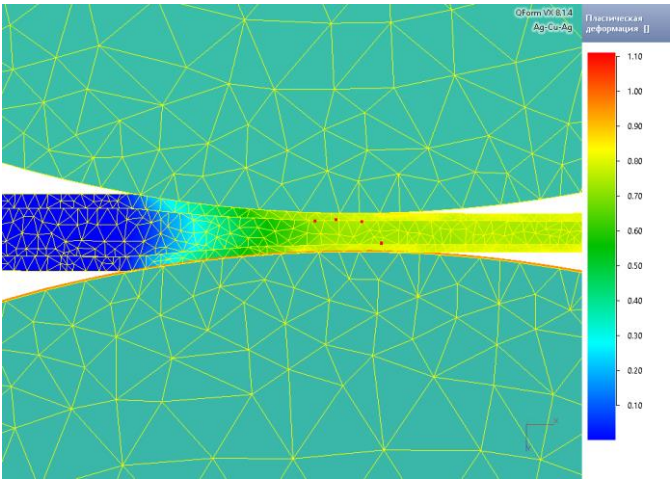


Рисунок 1 – Схема пакета зразків Ag-Cu-Ag

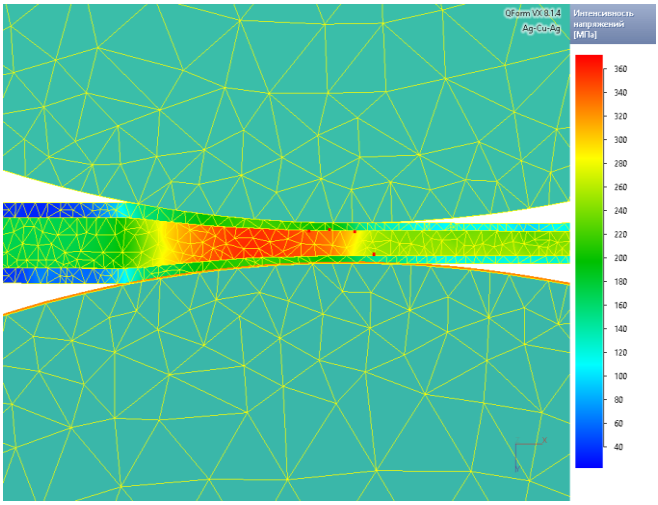
Під час комп'ютерного моделювання враховували теплові процеси із простим теплообміном. Швидкість обертання валків діаметром 500 мм прийняли 10 об/хв (0,262 м/с). В якості заготовки використаний композит із двох пластин зі сплаву 5081 (плакуючі) та основної мідної пластини. Композит подається у валки за допомогою штовхача, який рухає заготовку зі швидкістю 100 мм/с вздовж осі прокатки. Процес прокатки здійснюється при температурі заготовки та деформуючого інструменту 20°С. Тертя в контакті валків з шарами, що плакують, в процесі задано за законом тертя Леванова. Коефіцієнт тепловіддачі 30 000 Вт/м^{2}К. На рисунку 2 представлено деякі попередні результати комп'ютерного моделювання в програмі QForm VX8.1.4.

Виконано експериментальні дослідження реологічних властивостей матеріалів – міді та сплаву 5081. Значення межі плинності для двох матеріалів близькі, незважаючи на те, що межа міцності сплаву 5081 приблизно вдвічі вище, ніж у міді. Мідь у відпаленому не наклепаному стані є пластичним матеріалом і може зазнавати вищі пластичні деформації до руйнування, ніж сплав 5081, не дивлячись на вищі значення його межі міцності. Мідь має значно вищі показники відносного подовження. Однак при ступені накопиченої деформації 30% пластичні властивості матеріалів (відносне подовження) близькі. Величини межі плинності помітно різняться у сфері невеликих обтискань (до 10%). Тобто попередня холодна деформація міді 10% повністю вирівнює опір деформації двох матеріалів.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



а



б

Рисунок 2 – Результати комп'ютерного моделювання процесу прокатки пакету Ag-Cu-Ag: а) пластична деформація, б) інтенсивність напружень

Під дією однакових напружень по висоті осередку деформації у вхідній області, коли ще немає попередньої холодної деформації металу, ступінь деформації міді значно перевищує ступінь деформації сплаву 5081.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Виходячи із встановлених закономірностей зміни межі плинності залежно від ступеня попередньої холодної деформації, а також виходячи з необхідності забезпечити ступінь частинного обтиснення між 50 і 70% для з'єднання шарів біметалу, вихідні товщини шарів прийняті обернено пропорційними значенням середньої межі плинності в діапазоні ступеня деформації %, а саме – у співвідношенні 1,2 мм (Cu): 1,1 мм (5081). Цей рівень загальної товщини пакета 3,4 мм вибраний з тим розрахунком, щоб отримати проміжну товщину композиції 1,2-1,5 мм (з частинним обтисканням 56-65%), яку необхідно піддати дифузійному відпалу і подальшій багатопрохідній холодній прокатці на кінцеву товщину 0,5 мм із ступенем сумарної деформації 58-67%. Після чого отриману біметалічну композицію знову піддати рекристалізаційному відпалу при температурі 500°С та травлення.

З метою поліпшення з'єднання композиції було виконано підготовку поверхні перед плакуванням, але підготовка поверхні не забезпечила очікуваного результату, хоча у літературних джерелах цей прийом рекомендований як ефективний.

При ступені деформації порядку 60% і вище відбувався поздовжній розрив зразків і формування викривлень частин зразка, що надірвалися, у бік розширення металу. Припущення про те, що це є наслідком застосування клепки не виправдалися, тому що зміна позиції клепки ближче до центру по довжині зразка не змінила результат. Встановили, що поздовжній розрив зразків відбувається через інтенсивне розширення більш гарячого і пластичного мідного шару. Внутрішній мідний шар, розширюючись, розтягував зовнішній шар холоднішого сплаву 5081, який розривався вздовж.

Виконано аналіз можливостей зменшення розширення металу, серед яких обрано можливості впливу діаметра валків, коефіцієнта тертя при прокатці, вихідної ширини зразків та ступеня деформації. Найбільш ефективний метод – зменшення ступеня обтиснення. Зменшення обтиснення дозволило вирішити проблему поздовжнього розриву зразка, але в той же час це трохи знизило міцність з'єднання шарів. Визначено компромісне рішення між міцністю з'єднання та цілісністю зразка.

Проведене кінцево-елементне моделювання процесу прокатки показало наступні результати.

Початкова різниця температури перед прокаткою в мідному шарі та шарах сплаву 5081 становить близько 100-120°С. Прогріта рівномірно до 300°С заготовка в процесі перенесення до прокатного стану остигає, причому більш інтенсивно в зовнішніх шарах сплаву 5081 температура яких на момент завдання у валки приблизно 100°С. При цьому мідний шар має температуру близько 220°З а передній кінець не прикритий

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

шаром сплаву 5081 має температуру близько 180°С.

Мідний шар зазнає інтенсивнішого розігріву в процесі деформації, який досягає 50°С, в той час як шар зі сплаву 5081 розігрівається в середньому тільки на 25°С. На виході з осередку деформації у зовнішньому шарі спостерігається зниження температури до значень, рівних температурам на вході (близько 145 ° С). Мідний шар при цьому остигає менше, в середньому на 20°С, і його температура становить близько 165°С. По віддаленню від осередку деформації у напрямку прокатки температура у шарах вирівнюється.

Перед і за зоною деформації в шарі сплаву 5081 виникають нерівномірності напружень уздовж напрямку прокатки, причому розтягувальні напруження концентруються ближче до бокових кромок. А в мідному шарі ближче до кромки концентруються стискаючі поздовжні напруження. Розтягуючі напруження поперек напрямку прокатки концентруються в центрі по ширині смуги і в мідному шарі і в шарі сплаву 5081.

Концентрація розтягуючих напружень у сплаві 5081 в близьких до кромок областях на виході з осередку деформації ближче до передньої кромки композиції вказує на звичайне місце початку тріщини руйнування, а концентрація поздовжніх і поперечних напружень, що розтягують, в центральній частині вказує на місце розташування розвитку тріщини вздовж осі симетрії.

Таким чином, приведені вище дані про експериментальне дослідження процесу прокатки багатошарової біметалічної композиції срібло-мідь-срібло, підтверджено ефективність та необхідність використання комп'ютерного моделювання. Однак при проведенні моделювання було помічено декілька недоліків цього методу відносно поставленої задачі та повного відтворення фізичного експерименту.

По перше, слід звернути увагу на неможливість моделювання у використаному програмному комплексі QForm процесу руйнації заготовки під час деформування. Це пов'язано із неможливістю порушення суцільності сітки моделі, яка деформується. Те місце, де може статися руйнація, можливо вирахувати лише з аналізу полів напружень, чим в вище описаному експерименті і скористалися.

По друге, слід зауважити, що використаний програмний комплекс не має змоги відтворювати з'єднання шарів металу. Цей процес в програмі відтворено за рахунок коефіцієнту тертя, і якщо в початкових параметрах вказати «-1» - то програма вважає шари металу вже з'єднано, а якщо використовувати звичайне значення коефіцієнту тертя – то шари металу не з'єднані і в процесі деформування може виникнути ситуація, коли один з шарів (або декілька) можуть вигинатись в сторону валків, хоча їх сумісна деформація в осередку

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

деформації буде проходи так само, наче вони з'єднані попередньо. При проведенні фізичного експерименту такої поведінки металу не спостерігалося. На рисунку 4 зображено один з невдалих кінцево-елементних розрахунків приведеного вище експерименту з прокатки багатошарової біметалічної композиції Ag-Cu-Ag.

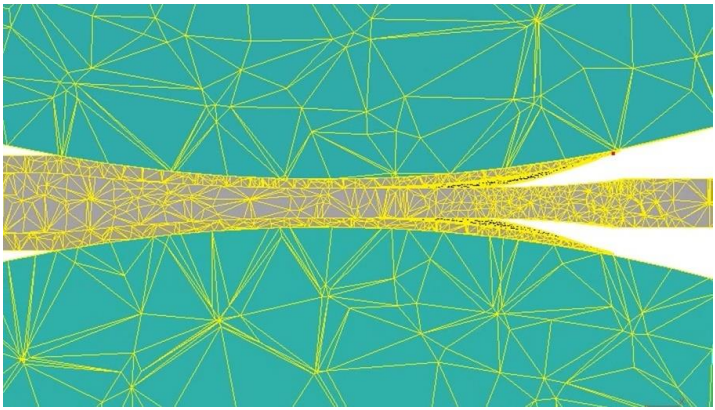


Рисунок 4 – Розшаровування заготовки на виході з осередку деформації

Таким чином, існує необхідність розробки критерію з'єднання шарів металу під час деформування.

В роботі [57] розглянута проблема злипання та зварювання поверхонь контактуючих витків штаби при відпалюванні рулонів в печі під дією стискаючих напружень та температури з урахуванням шорсткості поверхні, та тривалості взаємодії слоїв. Авторами виведена формула розрахунку питомої сили, необхідної для відриву витків одне від одного, що є аналогом розрахунку міцності з'єднання шарів металу при отриманні біметалевих виробів, при чому ці значення підлягають деякій класифікації, наприклад 3-9 Н/мм^2 – схоплення, 9-15 Н/мм^2 – злипання, 15 Н/мм^2 та більше – зварювання.

Таку ідею класифікації необхідно застосувати і до критерію з'єднання шарів металу під час деформування, однак із адаптацією під певні величини міцності з'єднання, оскільки вони будуть вищі за значення, приведені в роботі [57].

Дана робота не передбачає виконання експериментів та отримання даних, згідно яких можливе виведення певної формули залежності критерію з'єднання від вхідних факторів, або розрахунку певного чисельного значення критерію та створення відповідної класифікації. Це потребує додаткових подальших досліджень.

Перш за все, необхідно дати певне формулювання поняттю

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

«критерій з'єднання». Виходячи із аналізу технологічного процесу прокатки біметалевої штаби, та спираючись на аналіз сучасних розробок інших вчених, можна сформулювати наступне поняття критерію з'єднання: «Критерій з'єднання – це чисельна безрозмірна величина, яка визначає ступінь з'єднання металевих шарів між собою, та є співвідношенням напруження роз'єднання шарів до межі плинності шару, що має меншу межу плинності. Ця величина підлягає класифікації рівнів цього співвідношення за результатами випробувань». Межа плинності для розрахунку «критерію з'єднання» вибрана з наступної причини: з'єднання шарів металу можна вважати міцними, якщо місце з'єднання деформується так само, як метал менш міцного шару композиції.

Висновки

1. Проведений аналіз сучасних тенденцій виробництва та застосування біметалічних композиційних матеріалів (в тому числі багатошарових) показав, що кількість галузей, де застосовують біметали зростає з кожним роком, за рахунок того, що біметалічні композиційні матеріали можуть замінити звичайні вироби лише з одного матеріалу, при цьому або зберігши необхідні властивості, або навіть покращивши їх, а також в більшості випадків застосування – заощадити значну кількість більш дорогої сировини.

2. Дослідження технологій отримання композитів показало, що найбільш розповсюдженим, найбільш простим та ефективним методом отримання біметалів та багатошарових композиційних матеріалів є прокатка.

3. Аналіз теоретичних розрахунків показав, що на даний час існують методики розрахунку технологічного процесу прокатки біметалічних та багатошарових композитів, які базовані на методиках для монометалічної заготовки, та адаптовані під розрахунок сумісної деформації двох та більше металів. Також важливим питанням є визначення міцності з'єднання, яке на даний час оцінюється при розрахунку напружень в осередку деформації чи виходячи з експериментальних та статистичних даних сумарного ступеня деформації. При розрахунках в наш час доволі часто використовується комп'ютерне моделювання, яке дозволяє змоделювати процес сумісної деформації двох та більше шарів металу, однак воно не дозволяє розрахувати можливість з'єднання шарів.

4. Розроблено математичну модель отримання багатошарової біметалічної композиції Ag-Cu-Ag методом прокатки, яка дозволяє оцінити вплив параметрів процесу деформування на напружений стан шарів металу.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

5. Визначено, що питанню розрахунку та оцінки з'єднання шарів приділено недостатньо уваги, тому сформульовано критерій з'єднання у вигляді співвідношення напруження роз'єднання шарів до межі плинності шару, що має меншу межу плинності. Показано доцільність створення класифікації діапазонів значень критерію для оцінки ступеню міцності з'єднання шарів біметалевих виробів.

Перелік посилань

1. Mansouri H., Eghbali B., Afrand M. Producingmulti-layercompositeofstainlesssteel/aluminum/copperbyaccumulativerollbonding (ARB) process. J. Manuf. Process. 2019, 46, 298–303.

2. Сварка. Введение в специальность / В. А. Фролов, В. В. Пешков., А. Б. Коломенский, В. А. Казаков. Воронеж, 2008. 384 с.

3. Голованенко С. А. Сварка прокаткой биметаллов. Москва : Металлургия, 1977. 160 с.

4. Авиация: Энциклопедия / Гл. ред. Г. П. Свищев. М. : Большая российская энциклопедия, 1994. – 736 с.

5. Промышленные алюминиевые сплавы : справ. изд. /Алиева С. Г., Альтман М. Б., Амбарцумян С. М. и др. 2-е изд., перераб. и доп. М. : Металлургия, 1984. 528 с.

6. Коновалов О.Ф., Риженков О. А., Корольов В. П. Системний підхід до моніторингу корозії та захисту металевих конструкцій. Фізико-хімічна механіка матеріалів. 2004. № 5. С. 99-103.

7. Лихошва В. П., Шатрава А. П., Пеликан О. А. Современные способы производства биметаллических изделий. Металл и лите Украины. 2018. № 9-10 (304-305). С. 46-53.

8. Бэнкер Дж. Г. Промышленное применение сварки взрывом (Обзор). Автоматическая сварка. 2009. № 11. С. 49–53.

9. Математическое моделирование процессов обработки давлением. К. М. Иванов А. В. Лясников Л. А. Новиков Э. В. Юргенсон; под общ. ред. А. В. Лясникова. СПб. : ТОО «Инвентекс», 1997. 268 с.

10. Shaparev A. V., Savin I. Calculation of the Amount of the Reduction Required for the Formation of Compound Layers during Cold Rolling of Bimetals. Materials Science Forum. Vol. 870, Trans Tech Publications, Ltd., Sept. 2016. P. 328–333. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/msf.870.328.

11. Целиков А. И., Никитин Г. С., Рокотян С. Е. Теория продольной прокатки. М. : Металлургия, 1980. 320 с

12. Maleki H., Bagherzadeh S., Mollaei-Dariani B. et al. Analysis of Bonding Behavior and Critical Reduction of Two-Layer Strips in Clad Cold Rolling Process. Journal of Materials Engineering and Performance. 2013. Vol. 22. P. 917–925. https://doi.org/10.1007/s11665-012-0342-9

13. Vini M. H., Daneshmand S., Forooghi M. Roll Bonding Properties of Al/Cu Bimetallic Laminates Fabricated by the Roll Bonding Technique. Technologies. 2017. Vol. 5, 32. https://doi.org/10.3390/technologies5020032

15. Milner D. R., Vaidyanath L. R. Significance of surface preparation in cold pressure welding. Met Constr Br Weld J. 1960. Vol. 7. P. 1-6

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

16. Wright P. K., Snow D. A., Tay C. K. Interfacial conditions and bond strength in cold pressure welding by rolling. Metals Technology. 1978. Vol. 5. № 1. P. 24-31

14. Khan H. A., Asim K., Akram F., Hameed A., Khan A., Mansoor B. Roll Bonding Processes: State-of-the-Art and Future Perspectives. *Metals.* 2021, 1344. https://doi.org/10.3390/met11091344

References

1. Mansouri, H., Eghbali, B., & Afrand, M. (2019). Producing multi-layer composite of stainless steel/aluminum/copper by accumulative roll bonding (ARB) process. *J. Manuf. Process*, 46, 298–303

2. Frolov, V. A., Peshkov, V. V., Kolomenskiy, A. B., & Kazakov, V. A. (1977). *Svarka*. *Vvedenie v spetsialnost.*

3. Golovanenko, S. A. (1977). *Svarka prokatkoy bimetallov*. Metallurgiya

4. Svischev, G. P. (Ed). (1994). *Aviatsiya: Entsiklopediya*. Bolshaya rossiyskaya entsiklopediya

5. Alieva, S. G., Altman, M. B., & Ambartsumyan, S. M. (1984). *Promyishlennyie alyuminievyie splavyi*. Metallurgiya

6. Konovalov, O. F., Ryzhenkov, O. A., & Korolov, V. P. (2004). Systemnyi pidkhid do monitorynhu korozii ta zakhystu metalevykh konstruktsii. *Fizyko-khimich na mekhanika materialiv*. (5), 99-103

7. Lihoshva, V. P., Shatrava, A. P., & Pelikan, O. A. (2018). Sovremennyie sposoby iproizvodstva bimetallicheskih izdeliy. *Metall i lite Ukrainy*i, 9-10 (304-305), 46-53

8. Benker Dzh. G. (2009). Promyishlennoe primenenie svarki vzryivom (Obzor). *Avtomaticheskaya svarka*, (11), 49–53

9. Lyasnikov, A. V. (Ed.) (1997). *Matematicheskoe modelirovanie protsessov obrabotki davleniem*. TOO “Inventeks”

10. Shaparev, A. V., & Savin. I. (2016). Calculation of the Amount of the Reduction Required for the Formation of Compound Layers during Cold Rolling of Bimetals. *Materials Science Forum*, 870, Trans Tech Publications, Ltd., Sept. 2016, 328–333. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/msf.870.328

11. Tselikov, A. I., Nikitin, G. S., & Rokotyan, S. E. (1980). *Teoriya prodolnoy prokatki.* Metallurgiya

12. Maleki, H., Bagherzadeh, S., Mollaei-Dariani, B. et al. (2013). Analysis of Bonding Behavior and Critical Reduction of Two-Layer Strips in Clad Cold Rolling Process. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 22, 917–925. https://doi.org/10.1007/s11665-012-0342-9.

13. Vini, M. H., Daneshmand, S., & Forooghi, M. (2017). Roll Bonding Properties of Al/Cu Bimetallic Laminates Fabricated by the Roll Bonding Technique. *Technologies*, 5, 32. https://doi.org/10.3390/technologies5020032

15. Milner, D. R., & Vaidyanath, L. R. (1960). Significance of surface preparation in cold pressure welding. *Met Constr Br Weld J.*, 7, 1-6

16. Wright, P. K., Snow, D. A., & Tay, C. K. (1978). Interfacial conditions and bond strength in cold pressure welding by rolling. *Metals Technology*, 5(1), 24-31

14. Khan, H. A., Asim, K., Akram, F., Hameed, A., Khan, A., & Mansoor, B. (2021). Roll Bonding Processes: State-of-the-Art and Future Perspectives. *Metals*, 11, 1344. https://doi.org/10.3390/met11091344

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ye. S. Klemeshov[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-6486-5319
I. Yu. Prykhodko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-5651-8106
O. Ye. Merkulov[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-7867-0659

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

ANALYSIS OF THE PROBLEMS OF CREATING FLAT MULTILAYER BIMETALLIC COMPOSITIONS AND WAYS TO SOLVE THEM

Abstract. One of the trends in modern production is the search for materials capable of replacing steel, while gaining advantages and eliminating shortcomings in the characteristics and properties of products. Such material is bimetallic and multilayer composites. This work presents an analysis of the current state of developments in the production of bimetallic and multilayer composites. First of all, emphasis is placed on the manufacturing technologies of bimetallic composites, which are divided into two categories: with the use of deformation and without the use of deformation. It was concluded that rolling is the most widespread, simplest and effective method of obtaining bimetals and multilayer composite materials. The analysis of modern research trends in the field of bimetal production showed that the majority of works are devoted to the calculation of the energy parameters of the rolling process, deformation parameters and the state of the surface of the samples for obtaining a joint, the mechanical properties of composite products with a diverse combination of steels and non-ferrous metals, the study of the structure of the samples in place with unity Another important issue is the determination of the strength of the connection, which is currently estimated when calculating the stresses in the center of deformation or based on experimental and statistical data of the total degree of deformation. Nowadays, computer modeling is quite often used in calculations, which allows simulating the process of simultaneous deformation of two or more layers of metal, but it does not allow calculating the possibility of connecting the layers. In the work, a mathematical model for obtaining a multilayer bimetallic composition Ag-Cu-Ag by rolling method was developed, which allows to evaluate the influence of the parameters of the deformation process on the stress state of the metal layers. Based on the analysis of modern developments, it was determined that insufficient attention was paid to the issue of calculation and evaluation of the connection of layers, therefore, a criterion for the connection of metal layers was formulated. The expediency of creating a classification of ranges of criterion values for assessing the degree of strength of the connection of layers of bimetallic products is shown.

Key words: rolling, bimetal, composite, connection, mathematical model.

For citation: Klemeshov, Ye. S., Prykhodko, I. Yu., & Merkulov, O. Ye. (2024). Analysis of the problems of creating flat multilayer bimetallic compositions and ways to solve them. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 400-414. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-400-414

Стаття надійшла до редакції збірника 09.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-415-430

УДК 621.777

М. І. Медведєв[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-1230-420X
О. С. Бобух[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0001-7254-3854

[1] *Український державний університет науки і технологій*

ОСОБЛИВОСТІ ТЕХНОЛОГІЇ ВИРОБНИЦТВА ТРУБ З ЖАРОМІЦНИХ СТАЛЕЙ І ЖАРОСТІЙКИХ СПЛАВІВ

Анотація. Ціль роботи. Удосконалення технології виробництва безшовних гарячепресованих труб з жароміцних сталей і сплавів аустенітного класу, а також титанових та цирконієвих сплавів. Розробка технічних рішень по визначенню раціональних температуро-деформаційних і швидкісних режимів пресування труб та експандування попередньо свердлених заготовок, які забезпечують виконання вимог нормативних документів, а саме вимог іноземних стандартів (ASTME, DIN та ін.), ГОСТ, ДСТУ, а також зниження витратного коефіцієнту металу. **Методика досліджень**. При визначенні математичної залежності раціональних температуро-деформаційних параметрів пресування труб і експандування попередньо свердлених заготовок були використані дані експериментальних досліджень пресування труб з різних сталей і сплавів. **Результати**. Розроблено ряд технічних рішень по визначенню математичної залежності температур нагрівання заготовок від деформаційних параметрів (коефіцієнта витяжки при пресуванні труб і експандуванні попередньо свердлених заготовок), швидкості пресування, температури максимальної пластичності, залежності величини зерна аустеніта від параметрів технології пресування (температури нагрівання заготовок, геометричних параметрів заготовок та інструменту, тимчасового опору розриву) тощо. **Наукова новизна**. Визначені раціональні температуро-деформаційні режими пресування труб з жароміцних і жаростійких сплавів для авіаційної промисловості. **Практична значимість.** Розроблені режими реалізовані при розробки технології виробництва труб на вітчизняних та іноземних пресових установках з забезпеченням вимог нормативної документації.

Ключові слова: жароміцні і жаростійкі сталі, сплави, пресування труб, температура пластичності, коефіцієнт витяжки.

Посилання для цитування: Медведєв М. І., Бобух О. С. Особливості технології виробництва труб з жароміцних сталей і жаростійких сплавів. Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. 2024. Вип. 38. С. 415-430. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-415-430.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Вступ. Широке застосування високолегованих сталей і сплавів в авіаційної промисловості та атомній енергетиці обумовлене їх високими експлуатаційними властивостями: високою корозійною стійкістю, жароміцністю і жаростійкістю, атомною міцністю й ін. технологічними характеристиками. К таким матеріалам відносяться важко деформовані титанові сплави, а також сплави на нікелевій та залізо нікелевій основі [1-3].

При виробництві труб з цих матеріалів виникає ряд технічних і технологічних проблем. Високе легування сталей і сплавів поряд з поліпшенням технологічних і експлуатаційних характеристик сприяє суттєвому підвищенню опору деформації і різкому зниженню їх технологічної пластичності, температури обробки і значному розігріву деформованого металу [2], що приводить до неможливості прокатки цих сталей і сплавів на валкових трубопрокатних установках.

Для виробництва труб з зазначених сталей і сплавів єдиним можливим способом є процес гарячого пресування, який має сприятливу схему напруженого стану- всебічне нерівномірне стиснення, що забезпечує високу деформованість металів при значних деформаціях за один цикл обробки. В зв'язку з цим важливим напрямком в забезпеченні ефективного використання металу важко деформованих сталей і сплавів є розробка раціональних температуро-деформаційних параметрів обробки, які забезпечують високу якість виробів згідно вимог нормативних документів (ГОСТ, ТУ, міжнародних стандартів) та низький витратний коефіцієнт металу.

Аналіз літературних джерел. Оцінка деформованості металів при гарячій обробці тиском зводиться до встановлення температурного інтервалу максимальної пластичності і визначення кількісних характеристик граничних можливостей формозміни (граничних ступенів деформації до руйнування) для даного процесу обробки (дані В. Л. Колмогорова та ін. 1977 р).

Визначення температурного інтервалу обробки тисненням та кількісний облік впливу температури на пластичність металів здійснюють за допомогою, так званих, діаграм пластичності, які отримують різними методами випробувань при високих температурах.

В теперішний час здійснюють такі методі випробувань:

- **випробування на розтягування** [2];

Перевага даного методу випробувань полягає в тому, що вони імітують найбільш жорсткі умови деформації, так як дільниці з розтягуючими напруженнями знаходяться в заготовках, які обробляються різними способами ОМТ, окрім пресування та гідроекструзії. Випробування на розтягування є першим етапом

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

досліджень і дозволяє отримати необхідні відомості з конструктивної міцності та пластичності сталі або сплава;

- випробування на стискання [2];

- випробування на вигин (дані В. Л. Колмогорова та ін. 1977р);

- випробування на ударну в'язкість (дані В. Л. Колмогорова та ін. 1977 р);

- випробування на кручення [4-9];

Багато українських та закордонних дослідників [4-8] характеризують метод кручення як найбільш зручний і чутливий для оцінки пластичності.

Перевагою метода є:

- можливість моделювання швидкостей деформації, які відповідають реальним процесам гарячого деформування;
- найбільш висока (в порівнянні з іншими методами досліджень) чутливість показників пластичності до структурних перетворень і висока надійність;
- переважання дотичних напружень, які краще всього виявляють здібність матеріалу до пластичної деформації; напружений стан практично не змінюється в процесі випробувань;
- прокатка клинових зразків і прокатка на клин [2];

- випробування на пластометрі (дані Фірсової Т. І. 2012 р.).

З розглянутих існуючих методів оцінки пластичності виходить, що досить обґрунтованого методу оцінки деформованості металу при гарячому пресуванні труб не існує. Автори розробили метод попередньої оцінки деформованості металів для гарячого пресування труб [2], який досить точно моделює схему напруженого стану процесу пресування. Суть методу полягає в тому, що нагріту до заданої температури порожнисту заготовку з випробуваного металу на пресі видавлюють в кільцевий зазор, що зменшується по довжині, утворений матрицею і конусоподібною голкою. Це дозволяє на одному зразку отримати гаму величин деформацій і за величиною ступеня деформації, за якої на пресованій трубі з'являються дефекти у вигляді поперечних надривів, дати оцінку граничної пластичності при пресуванні в заданих температуро-швидкісних умовах обробки.

Кількісною мірою пластичності прийнята ступінь деформації зсуву в умовах відомого напруженого стану. Так, для пресування труб, відповідно до даних роботи авторів [2], ступінь деформації зсуву у вихідному перерізі осередку деформації може бути представлена у вигляді:

$$\lambda_{внутр} = 2{,}16 \cdot \ln \mu\,, \qquad (1)$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$\lambda_{внутр} = 1{,}62 \cdot \ln \mu + 0{,}54 \cdot \ln\left[\left(\frac{R_{тр}^2}{R_к^2}\right) \cdot \mu\right] \cdot \qquad (2)$$

Показником пластичності при пресуванні труб є критичне значення ступеня деформації зсуву, яке визначається підстановкою у вирази (1) і (2) геометричних розмірів і коефіцієнтів витяжки, при яких на поверхні пресованих труб з'являються ознаки руйнування металу (поперечні надриви). Критичний коефіцієнт витяжки визначається експериментально пресуванням труб на конусоподібній голці.

Слід зазначити, що розрахунок коефіцієнтів витяжки при пресуванні труб зі змінною товщиною стінки представляє певні труднощі, що призвело до необхідності вирішення окремого завдання. Розрахункова схема пресування труб на конусоподібній голці приведена на рис1.

Відомо, що коефіцієнт витяжки при пресуванні визначається наступним виразом:

$$\mu = \frac{R_к^2 - R_1^2}{R_{тр}^2 - R_1^2} \cdot \qquad (3)$$

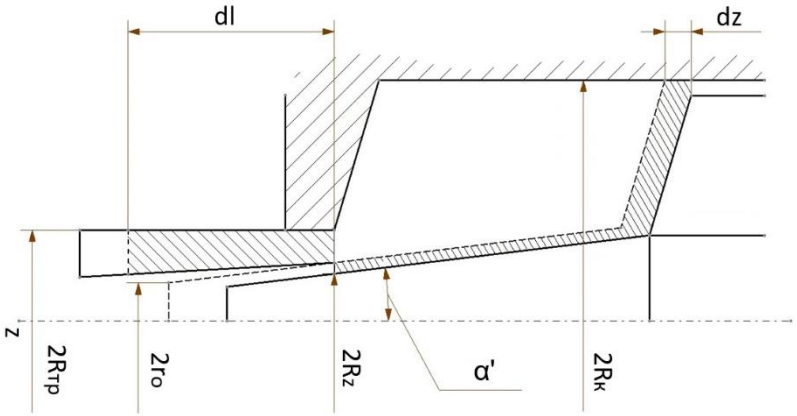


Рисунок 1 – Розрахункова схема при пресуванні труб на конусоподібній голці: $R_к$ – радіус контейнеру, мм; R_z – поточний радіус конічної голки, мм; $R_{тр}$ – радіус труби, мм; r_o – радіус переднього кінця конічної голки, мм; α'-кут конусної голки, град

При пресуванні труб на конусоподібній голці коефіцієнт витяжки змінюється в залежності від зміни радіуса голки і виражається через функцію відносин площини:

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$\mu_{кон} = \frac{R_к^2 - R_Z^2}{R_{тр}^2 - R_Z^2}. \quad (4)$$

Використовуючи закон сталості обсягу, прийняли, що відрізок труби *dl* (рис. 1), отриманий за хід прес штемпелю *dz*, пов'язаний відношенням:

$$dl = \mu_{кон} \cdot dz = \frac{R_к^2 - R_Z^2}{R_{тр}^2 - R_Z^2} \cdot dz, \quad (5)$$

де

$$R_Z = r_0 + ztg\alpha'. \quad (6)$$

Інтегруючи (5) з урахуванням (6) в межах довжини голки маємо:

$$l = \frac{R_z - r_0}{tg\alpha^1} + \mu \frac{R_3^2 + R_2^2}{2R_2 tg\alpha^1} \ln \frac{(R_2 + R_z)(R_2 - r_0)}{(R_2 - R_z)(R_2 + r_0)}. \quad (7)$$

Вимірявши в експериментах *l*, тобто довжину труби від переднього кінця до перерізу, що відповідає початку появи руйнування, за допомогою рівняння (7) розрахуємо значення змінного радіуса голки R_z. Критична величина коефіцієнта витяжки визначиться підстановкою в (4) значення R_z.

Використовуючи надалі ці величини, визначимо критичну ступінь деформації зсуву, що є кількісною характеристикою пластичності досліджуваного металу.

Проводячи пресування при різних температурах і визначаючи в кожному випадку момент початку руйнування, можна вибрати і температуру максимальної пластичності, і допустимий ступінь деформації, величини які необхідні для розробки технології в промислових умовах.

Мета і завдання досліджень. Метою досліджень є вдосконалення технології виробництва труб з жароміцних і жаростійких сталей і сплавів способом гарячого пресування

Методи дослідження. При визначенні математичних залежностей раціональних температуро-деформаційних параметрів пресування труб і експандування попередньо свердлених заготовок були використані дані експериментальних досліджень пресування труб з різних сталей і сплавів.

Результати дослідження. Для підвищення достовірності визначення температуро-деформаційних режимів жароміцних і

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

жаростійких сталей і сплавів розроблено спосіб [10], що включає нагрів порожнистої заготовки з випробуваного матеріалу до заданої температури і видавлювання її в кільцевий зазор, що зменшується по ходу процесу, утворений матрицею і конічною голкою, при цьому нагрів заготовки здійснюють нерівномірно по її довжині відповідно до залежності [10]:

$$T_{нагр} = T_0 + k \cdot (\mu_{зм} - \mu_0) . \quad (8)$$

де $T_{нагр}$ – температура нагріву в будь-якому перерізі заготовки, °С; T_o – температура переднього кінця заготовки; k – коефіцієнт пропорційності, k= 3-3,5; $\mu_{зм}$ – коефіцієнт витяжки, що змінюється по довжині труби; μ_0 – коефіцієнт витяжки на передньому кінці труби.

Для перевірки достовірності результатів оцінки деформованості провели експериментальні пресування труб жаростійкої сталі 15Х18Н12С4ТЮ при різних температурах 1050, 1100, 1150 и 1200 °С. Заготовки зовнішнім діаметром 82 мм і внутрішнім діаметром, що змінюється по довжині заготовки від 20 мм до 39 мм, довжиною 170 мм нагрівали нерівномірно у вертикальному індукційному нагрівачі. При цьому температура на передньому кінці заготовки складала 1050, 1100, 1150 и 1200 °С, а температуру по її довжині визначали відповідно до формули (8). Нагріті заготовки пресували в кільцевий зазор, що зменшувався по ходу процесу, утворений матрицею і конічною голкою. Діаметр пресованих труб складав 39 мм. При цьому на одній трубі від переднього кінця до заднього кінця коефіцієнт витяжки змінювався від 6 до 85.

Деформованість даної сталі оцінювали за величиною коефіцієнта витяжки при якій на поверхні труб з'являлися перші признаки руйнування (поперечні надриви). Аналогічні експериментальні дослідження провели для жаростійких сталей 36НХТЮМ і 12Х18Н15МБР та жароміцних сплавів на нікелевий основі ХН60ВТ.ХН78Т і ХН77ТЮР. Результати досліджень приведені на рис. 2, 3.

Як видно з даних рис. 2 для досліджених сталей існує чітко виражений максимум пластичності, завдяки якому визнається температура максимальної пластичності і навпаки, для кожної температури нагріву визначена критична ступінь деформації. Залежність критичного коефіцієнта витяжки від температури для жароміцних сплавів на нікелевий основі (рис. 3) носить параболічний характер і має ярко виражений максимум при певній температурі. Даний максимум для кожного сплаву має місце при певній температурі нагріву заготовок.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

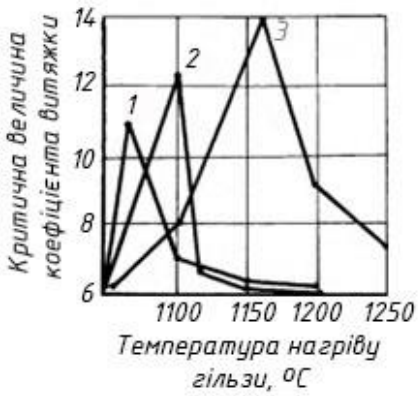


Рисунок 2 – Залежність критичних коефіцієнтів витяжок від температури для жаростійких сталей:
1 – 12Х18Н15МБР;
2 – 36НХТЮМ;
3 – 15Х18Н12С4ТЮ

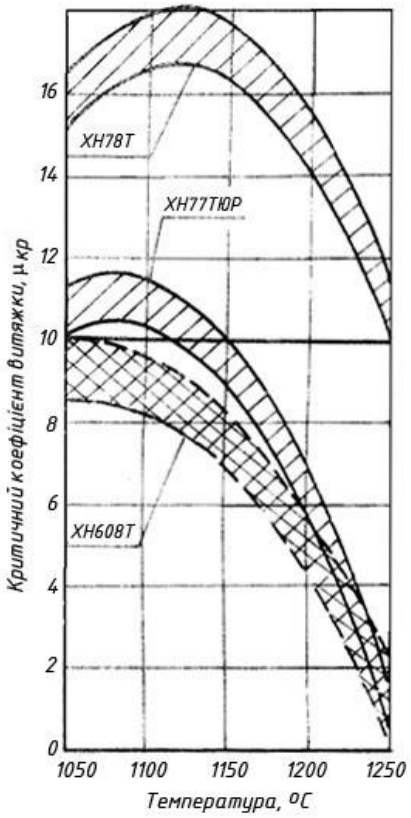


Рисунок 3 – Залежність критичного коефіцієнта витяжки від температури нагріву жароміцних сплавів

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Так, для славу ХН78Т максимум пластичності відповідає температурі 1125 °С, ХН77ТЮР – 1075 °С, ЖН60ВТ при температурі близько 1050 °С. При цьому, чим вищий характер легування сплаву, тим менше величина критичного ступеню деформації, а максимум пластичності переходить в зону нижчих температур нагріву заготовок перед пресуванням. Це пояснюється зростанням опору деформації і, в свою чергу, зростанням температури метала в осередку деформації. Так для сталей 15Х18Н12С4ТЮ, 36НХТЮМ і 12Х18Н15МБР величина деформаційного розігріву складає 40-80 °С, а для нікелевого сплаву ХН60ВТ ця величина досягає 150-175 °С. Проведені експериментальні дослідження з виміром підвищення температури при пресуванні труб з коефіцієнтом витяжки $\mu_{кр}$ =10 для даного сплаву величина розігріву склала 1080-1070 °С.

Як було показано вище, температурний інтервал максимальної пластичності багато авторів визначають по результатам іспитів на гаряче кручення [4-8].

Такі дослідження провели для ряду високолегованих сталей і сплавів на нікелевий основі. Результати досліджень представлені на рис. 4-6.

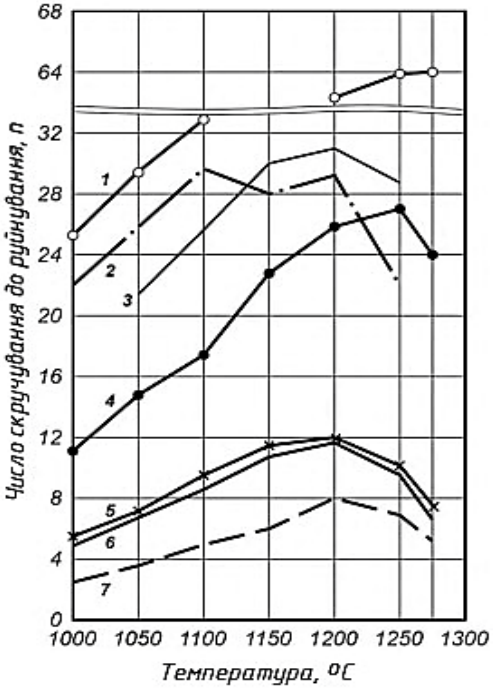


Рисунок 4 – Температурні інтервали максимальної пластичності за результатами випробувань на гаряче кручення для сплавів:
1 – ХН78Т;
2 – ХН77ТЮР;
3 – 12Х18Н10Т;
4 – ХН70В;
5 – ХН70Ю;
6 – ХН60ВТ;
7 – Н70МФ

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

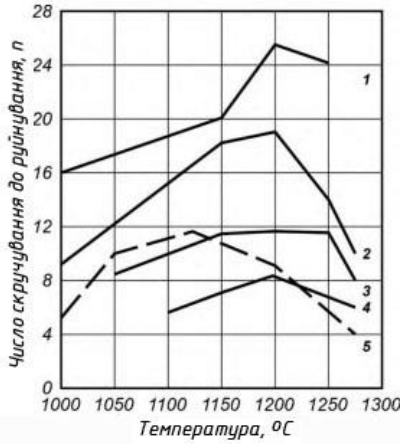


Рисунок 5 – Температурні інтервали максимальної пластичності за результатами випробувань на гаряче кручення для сплавів: 1 – ХН45МКТЮБ; 2 – 06Х23Н28МДТ; 3 – ХН45МБЦ; 4 – ХН40МДТЮ; 5 – ХН55МБЦ; 6 – 03Х20Н32М3Б

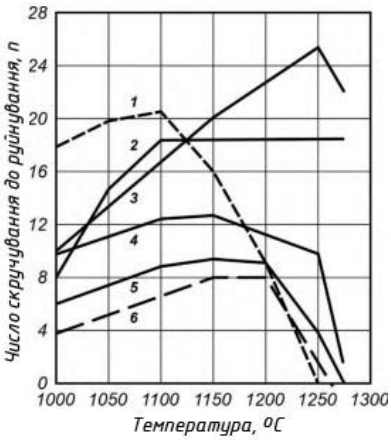


Рисунок 6 – Температурні інтервали максимальної пластичності за результатами випробувань на гаряче кручення для сплавів: 1 – ХН45МКТЮБ; 2 – 06Х23Н28МДТ; 3 – ХН45МБЦ; 4 – ХН40МДТЮ; 5 – ХН55МБЦ; 6 – 03Х20Н32М3Б

Для зіставлення температурних інтервалів максимальної пластичності, визначених за результатами пресування на конусоподібній голці і гаряче кручення зразків, пластичність висловили через ступінь деформації зсуву. Вважаючи процес крутіння монотонним ступінь деформації згідно [2, 4-8] може бути розраховано за такою залежністю:

$$\lambda_{ркр} = \frac{2 \cdot \pi \cdot r \cdot N_{кр}}{l}. \qquad (9)$$

де r – радіус зразка; $N_{кр}$ – кількість оборотів зразка до руйнування; l – довжина робочої частини зразка.

При пресуванні пластичність розраховували згідно залежності (1).

На рис. 7 наведені зіставлення температурних інтервалів максимальної пластичності, отриманих за результатами досліджень з пресування труб на конусоподібній голці і кручення зразків, з яких випливає, що має місце розбіжність максимумів пластичності високолегованих сталей. Така ж картина спостерігається і при зіставленні даних по сплавам на нікелевій основі, як приклад наведено результати по сплаву ХН60ВТ (рис. 8).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

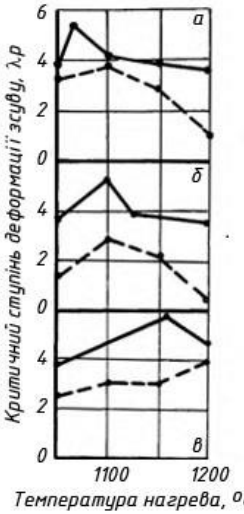


Рисунок 8 – Температурні інтервали максимальної пластичності сталей:

а – 12Х18Н15МБР,

б – 36НТЮМ,

в – 15Х18Н12С4ТЮ

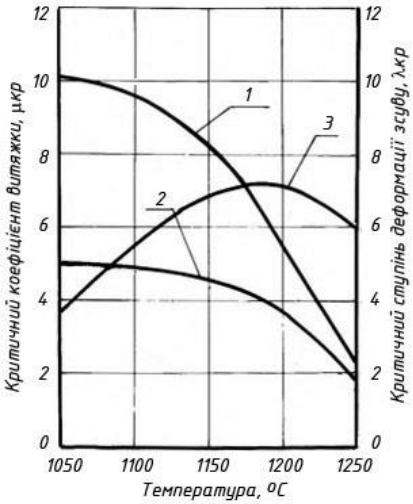


Рисунок 9 – Залежність критичного ступеня деформації від температури сплаву Х60ВТ: 1 – $\mu_{кр}$; 2 – ступінь деформації зсуву $\lambda_{кр}$ при пресуванні; 3 – ступінь деформації зсуву $\lambda_{кр}$ при крученні

Дані розбіжності максимумів пластичності пояснюється тим, що процес пресування труб відрізняється від крутіння зразків високими разовими деформуваннями і малою тривалістю процесу. У цих умовах тепло, що виділяється значно підвищує температуру металу в осередку деформації.

Розбіжності максимумів пластичності пояснюється незначною величиною неврахованого теплового ефекту роботи деформації. Так для сталей 15Х18Н12С4ТЮ, 36НХТЮМ і 12Х18Н15МБР величина деформаційного розігріву складає 40-80 °С, а для нікелевого сплаву ХН60ВТ така величина досягає 150-175 °С. Проведені експериментальні дослідження з виміром підвищення температури при пресуванні труб з коефіцієнтом витяжки $\mu_{кр}$=10 для даного сплаву ХН60ВТ величина розігріву склала 1060-1070 °С.

Проведений комплекс досліджень дозволяє визначати оптимальний температурно-деформаційний режим пресування труб та рекомендувати наступне:

- провести випробування матеріалу на гаряче кручення і визначити

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

температурний інтервал максимальної пластичності (залежність $n_{кр}$= f(T));

- розрахувати тепловий ефект при заданих умовах формозміни і скорегувати температурний інтервал, отриманий за результатами крутіння;
- провести пресування труб на конусоподібній голці при трьох температурах, що знаходяться в інтервалі максимальної пластичності і визначити допустимий (без руйнування) коефіцієнт витяжки.

Проведений комплекс експериментальних досліджень дозволив розробити ряд способів пресування труб із жароміцних і жаростійких сталей і сплавів [11-14].

Так, в роботі [11] запропоновано спосіб пресування труб шляхом зміни умов охолодження пресованих труб в залежності від технологічних параметрів процесу пресування, які забезпечують отримання регламентованого середнього діаметру зерна (структури металу труб), яке відповідає вимогам вітчизняних та міжнародних стандартів з корозійної стійкості труб. Спосіб пресування включає нагрів порожнистих заготовок до температури максимальної пластичності, пресування в кільцевий зазор, утворений матрицею та голкою, і подальше охолодження у воді, при цьому, згідно з роботою [11], пресування здійснюють з коефіцієнтом витяжки в межах 5-30 та швидкостями деформування в межах 100-350 мм/с, витримують пресовану трубу на повітрі в межах 35-95 с перед охолодженням у воді, при цьому середній діаметр зерна аустеніту готових труб визначають за формулою:

$$Д = 0{,}39T_{деф.} + 1{,}03\mu - 0{,}307V_{пр.} - 1{,}2\sigma_{в.} + 0{,}057\tau - 288{,}6\,, \quad (9)$$

де Д – середній діаметр зерна аустеніту готових труб, мкм; $T_{деф.}$ – температура максимальної пластичності деформованого металу, °С; μ – коефіцієнт витяжки при пресуванні труб; $V_{пр.}$ – швидкість деформування, мм/с; $\sigma_{в.}$– межа міцності деформованого металу при температурі деформації, кгс/мм^2; τ – час витримки труби на повітрі, с.

В залежності від геометричних розмірів пресованих труб і деформаційних параметрів процесу для обраної марки сталі визначають температуру максимальної пластичності з літературних даних, наприклад за результатами випробувань на гаряче скручування зразків, визначають коефіцієнт витяжки при пресуванні труби, який повинен знаходитись в межах 5-30, для температури максимальної пластичності визначають міцність деформованого металу та час витримування пресованої труби на повітрі і проводять подальше охолодження у воді, а потім розраховують середній діаметр зерна аустеніту пресованих труб

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

згідно з даними роботи [11]. При відхиленні середнього діаметру зерна аустеніту від вимог нормативних документів проводять корегування технологічних параметрів до відповідності значень середнього діаметру зерна аустеніту вимогам вітчизняних та міжнародних стандартів з корозійної стійкості.

При пресуванні важкодеформованих сплавів в роботі [12] для забезпечення вимог нормативних документів (а саме, вимог міжнародних стандартів, а також ГОСТ, ТУ) запропоновано змінити параметри нагріву порожнистих заготовок і провести його згідно залежності:

$$T_н = T_{пл} + K \cdot \left(\frac{1000}{S_г} - 20 \right). \quad (10)$$

де $T_{пл}$ – температура максимальної пластичності деформованого металу, ^{0}C; K – коефіцієнт пропорційності (K=6 – для вуглецевих, легованих та аустенітних нержавіючих сталей, K=10 – для феритних нержавіючих, титанових, нікелевих та цирконієвих сталей); S – товщина стінки гільзи, мм.

В роботі [13] температуру нагріву заготовок запропоновано визначати в залежності від коефіцієнту витяжки при пресуванні труб:

$$T_н = T_{пл} - K \cdot \left[10 - \frac{100}{\mu_{пр}} \right], \quad (11)$$

де: $T_{пл}$ – температура максимальної пластичності деформованого металу, ^{0}C; K – коефіцієнт пропорційності (K=10 – для вуглецевих, легованих та аустенітних нержавіючих сталей, K=6 – для феритних нержавіючих, титанових, нікелевих та цирконієвих сплавів); $\mu_{пр}$ – коефіцієнт витяжки при пресуванні.

Рекомендовані параметри процесу нагріву гільз були визначені експериментально.

Результатом запропонованих режимів є забезпечення мінімальних силових умов пресування та високого рівня механічних властивостей готової труби, які відповідають вимогам нормативної документації, при одночасному зниженні витратного коефіцієнту металу.

В роботі [14] запропоновано при виготовленні труб з корозійностійких сталей, сплавів на основі титану, цирконію, нагрівати суцільні заготовки до температурі 1100 – 1180 ^{o} C, наносити технологічне мастило, їхню прошивку, підігрів отриманих гільз до температури максимальної пластичності, пресування труби в кільцевий

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

зазор, який утворюється матрицею та голкою, швидкість деформування при прошивці визначати за формулою:

$$v_{пр} = \frac{220}{\mu_{пр}}$$

де $\mu_{пр}$ – коефіцієнт витяжки при прошивці, що дорівнює 1,2-1,5.

Рекомендовані параметри процесу нагріву гільз визначені експериментально.

Результатом запропонованого способу є забезпечення високого рівня якості внутрішньої поверхні готової труби, які відповідають вимогам нормативної документації (міжнародних стандартів, а також ГОСТ і ТУ) при одночасному зниженні витратного коефіцієнту металу.

Висновки. Розроблено ряд технічних рішень по визначенню математичної залежності температур нагрівання заготовок від деформаційних параметрів (коефіцієнта витяжки при пресуванні труб, швидкості пресування, температури максимальної пластичності), залежності величини зерна аустеніту від параметрів технології пресування (температури нагрівання заготовок, геометричних параметрів заготовок та інструменту, тимчасового опору розриву) та інші. Розроблені режими реалізовані для розробки технології виробництва труб на вітчизняних та іноземних пресових установках з забезпеченням вимог нормативної документації.

Фінансова підтримка. Дослідження проводились в рамках виконання науково-дослідної роботи «Розробка інноваційної технології виробництва жароміцних труб для авіаційної промисловості України» за програмою «Наукова і науково-технічна діяльність закладів вищої освіти та наукових установ» МОН (Наказ МОН від 27.12.2023 №1572).

Перелік посилань

1. Друян В. М., Гуляєв Ю. Г., Чукмасов С. О. Теорія та технологія трубного виробництва. Підручник. Дніпропетровськ: РВА "Дніпро-VAL", 2000. 587 с.

2. Медведєв М. І., Фролов Я. В., Бобух О. С. Пресування труб з нікелевих і титанових сплавів(питання теорії і технології). Дніпро, 2023. 299 с.

3. Гуляев Ю. Г., Друян В. М., Шифрин Е. И. Стальные трубы. Производство, применение, сортамент: Справочник. Днепропетровск : РИА "Днепр-ВАЛ", 2002. 350 с.

4. Experimental estimation of maximal ductility and flow curves of titanium alloys with hot-torsion tests / M. Medvediev, Y. Frolov, V. Andreiev, O. Bobukh, A. Vovk // *Металургійна та гірничорудна промисловість*. 2019. №5-6. С. 114-122. https://doi.org/10.34185/0543-5749.2019-5-6-114-122

5. Application of the torsion test in calculating the extrusion force / R. Pernis, Y. Bidulska, T. Kvackaj, I. Pokorniy // *Archives of metallyrgy and materials*. 2011. Vol.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

56. No. 1. P. 81-85. https://doi.org/102478/v10172-011-0009-9

6. Pintão C. A., Corrêa D. R., Grandini C. R. (2019). Torsion modulus as a tool to evaluate the role of thermo-mechanical treatment and composition of dental Ti-Zr alloys. Journal of Materials Research and Technology. 2019. Vol. 8. Iss. 5. P. 4631-4641. https://doi.org/10/1016/j.jmrt.2019.08.007

7. Pintão C. A. F., Correa D. R. N., Grandini C. R. Torsion modulus using the technique of mechanical spectroscopy in biomaterials. *J Mech Sci Technol*. 2017. Vol. 31. P. 2203–2211. https://doi.org/10.1007/s12206-017-0416-6

8. Yang L. H., Wu L. Z. Determination of hardening coefficient of large strain constitutive model based on torsion tests. *Advanced materials research*. 2011. Vol. 197-198. P. 1528-1531. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.197-198.1528

9. Yield Stress and Reversible Strain in Titanium Nickelide Alloys after Warm Abc Pressing / A. Lotkov. V. Grishkov, A. Baturin et al // *Materials.* 2019. 12. Vol. 3258. P. 1-14. http://doi.org/10.3390/ma12193258

10. Пат. 125844 Україна. МПК B 21 C 23/01. Спосіб попередньої оцінки деформовності металлу для гарячого пресування труб / Пройдак Ю. С., Фролов Я. В., Медведєв М.І. та інш. Опубл. 25.05.2018, Бюл. №10.

11. Пат. 148925 Україна. Спосіб пресування труб з аустенітних сталей. МПК (2021.01) B21C 23/00, B21C 37/00 / Медведєв М. І., Фролов Я. В., Шифрін Є. І., Бобух О. С. Опубл. 29.09.2021, Бюл. №39

12. Пат. 148267 Україна. Спосіб виготовлення труб з важкодеформівних металів. МПК B21C 23/08 (2006.01) / Медведєв М. І., Фролов Я. В., Шифрін Є. І. та ін. Опубл. 21.07.2021, Бюл. №29.

13. Пат. 151552 Україна. Спосіб виготовлення труб з важкодеформівних металів. МПК B21C 23/00, B 21C 37/06 / Медведєв М. І., Бобух О. С., Самсоненко А. А., Березос В. О. Опубл. 10.08.2022, Бюл. №32.

14. Пат. 155960 Україна. Спосіб виготовлення труб зкорозійностійких сталей і сплавів. МПК B21C 23/00, B 21C 37/00 / Медведєв М. І., Бобух О. С., Самсоненко А. А., Березос В. О. Опубл. 25.04.2024, Бюл. №17.

References

1. Druian, V. M., Huliaiev, Yu. H., & Chukmasov, S. O. (2000). *Teoriia ta tekhnolohiia trubnoho vyrobnytstva*. RVA “Dnipro-VAL”

2. Medvediev, M. I., Frolov, Ya. V., Bobukh, O. S. (2023). *Presuvannia trub z nikelevykh i tytanovykh splaviv(pytannia teorii i tekhnolohii)*

3. Gulyaev, Y. G., Druyan, V. M., & Shifrin, E. I. (2002). *Fistula ferro. Productio, application, assortment: Reference book*. RIA "Dnipro-VAL"

4. Medvediev, M., Frolov, Y., Andreiev, V., Bobukh, O., & Vovk, A. (2019). Experimental estimation of maximal ductility and flow curves of titanium alloys with hot-torsion tests. *Metalurhiina ta hirnychorudna promyslovist*, (5-6), 114-122. https://doi.org/10.34185/0543-5749.2019-5-6-114-122

5. Pernis, R. Bidulska, Y., Kvackaj, T., & Pokorniy, I. Application of the torsion test in calculating the extrusion force. *Archives of metallyrgy and materials*, 56(1), 81-85.https://doi.org/102478/v10172-011-0009-9

6. Pintão, C. A., Corrêa, D. R., & Grandini, C. R. (2019). Torsion modulus as a

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

tool to evaluate the role of thermo-mechanical treatment and composition of dental Ti-Zr alloys. *Journal of Materials Research and Technology*, 8(5), 4631-4661. https://doi.org/10/1016/j.jmrt.2019.08.007

7. Pintão, C. A. F., Correa, D. R. N. & Grandini, C. R. (2017). Torsion modulus using the technique of mechanical spectroscopy in biomaterials. *J Mech Sci Technol*., 31, 2203–2211. https://doi.org/10.1007/s12206-017-0416-6

8. Yang L. H., & Wu L. Z. (2011). Determination of hardening coefficient of large strain constitutive model based on torsion tests. *Advanced materials research*, 197-198, 1528-1531. https:doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.197-198.1528

9. Lotkov A., Grishkov V., & Baturin A. et al. (2019). Yield Stress and Reversible Strain in Titanium Nickelide Alloys after Warm Abc Pressing. *Materials,* 12, 3258 .https://doi.org/10.3390/ma12193258

10. Pat. 125844 Ukraine. (2018). Sposib poperednoi otsinky deformovnosti metallu dlia hariachoho presuvannia trub, *Bul.* No. 10

11. Pat. 148925 Ukraine. (2021). Sposib presuvannia trub z austenitnykh stalei. 12. Sposib vyhotovlennia trub z vazhkodeformivnykh metaliv, Bul. No. 39

12. Pat. 148267 Ukraine. (2021). Sposib vyhotovlennia trub z vazhkodeformivnykh metaliv, *Bul.* No. 29

13. Pat. 151552 Ukraine. (2022). Sposib vyhotovlennia trub z vazhkodeformivnykh metaliv, *Bul.* No. 32

14. Pat. 155960 Ukraine. (2024). Sposib vyhotovlennia trub zkoroziinostiikykh stalei i splaviv, *Bul.* No. 17

M. I. Medvedev[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-1230-420X
O. S. Bobukh[1], Ph. D. (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0001-7254-3854

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*

FEATURES OF THE TECHNOLOGY OF MANUFACTURING PIPES FROM HEAT-RESISTANT STEEL AND HEAT-RESISTANT ALLOYS

Abstract. The purpose of the work. Improvement of the production technology of seamless hot-pressed pipes from heat-resistant steels and alloys of the austenitic class, as well as titanium and zirconium alloys. Development of technical solutions for determining rational temperature-deformation and speed modes of pipe pressing and expansion of pre-drilled blanks, which ensure compliance with the requirements of regulatory documents, namely requirements of foreign standards (ASTME, DIN, etc.), GOST, DSTU, as well as a reduction in the consumption rate of the metal. **Research methodology**. When determining the mathematical dependence of the rational temperature-deformation parameters of pipe pressing and expansion of pre-drilled blanks, data from experimental studies of pipe pressing made of various steels and alloys were used. **Results**. A number of technical solutions have been developed to determine the mathematical dependence of the heating temperatures of the workpieces on the deformation parameters (coefficient of extraction during pressing of pipes and expansion of pre- drilled workpieces), pressing speed, temperature of maximum plasticity), dependence of the size of the austenite grain on the parameters

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

of the pressing technology (temperature of heating the workpieces, geometric parameters of the workpieces and tool, temporary tear resistance) and others. **Scientific novelty**. Rational temperature-deformation regimes for pressing pipes made of heat-resistant and heat-resistant alloys for the aviation industry are determined. **Practical significance.** The developed regimes were implemented during the development of pipe production technology at domestic and foreign press installations to ensure the requirements of regulatory documentation.

Key words: heat-resistant and heat-resistant steels, alloys, pipe pressing, plasticity temperature, extraction coefficient.

For citation: Medvedev, M. I., & Bobukh, O. S. (2024). Features of the technology of manufacturing pipes from heat-resistant steel and heat-resistant alloys. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 415-430. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-415-430

Стаття надійшла до редакції збірника 29.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-431-454
УДК 621.79:621.771.25:669-15"26"28"292-194

Е. В. Парусов[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-4560-2043
І. М. Чуйко[1], к.т.н., ст. досл., ORCID 0000-0002-4753-614X
Е. В. Олійник[1], ORCID 0000-0002-3366-3746
О. В. Парусов[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-9879-6179

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

АНАЛІЗ ТЕНДЕНЦІЙ ТА ПРОБЛЕМ ВИРОБНИЦТВА ПРОКАТУ І ДРОТУ З НИЗЬКОВУГЛЕЦЕВИХ Cr-Mo-V СТАЛЕЙ ЗВАРЮВАЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

Анотація. Теплостійкі та жароміцні конструкційні Cr-Mo і Cr-Mo-V сталі існують вже більше століття й з великим успіхом знайшли застосування в енергетичній і хімічній промисловості. Типовою продукцією для цих галузей є котли, нагрівачі, теплообмінники, реактори, газові турбіни, установки гідрокрекінгу, сосуди високого тиску тощо. Для зварювання таких сталей в середовищі захисних газів та під флюсом традиційно використовується зварювальний дріт діам. 1,2–3,0 мм з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей, до типових представників яких можна віднести марки CrMoV1Si або Св-08ХГСМФА та їх аналоги і модифікації. Окремим напрямом використання такого дроту є відновлення та ремонт деталей, що працюють в умовах абразивного зношування, методом наплавлювання. До того ж цей дріт має перспективи для успішного застосування в технологіях дротяно-дугового адитивного виробництва (3D-друці). Для виготовлення такого дроту у якості металургійної заготовки застосовується бунтовий прокат діам. 5,5 мм, який повинен поряд з іншими споживчими властивостями мати високу технологічність при глибокому холодному деформуванні методом волочіння на сучасному високопродуктивному обладнанні. За результатами аналізу науково-технічних джерел у роботі узагальнено сучасні тенденції та проблеми виробництва прокату і дроту з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей зварювального призначення, розглянуто низку питань щодо актуальних вимог нормативної документації та специфікацій кращих світових і вітчизняних виробників бунтового прокату з легованих сталей та визначені основні цільові показники якості відповідної металопродукції з урахуванням характеристик самих зварювальних матеріалів. Для успішного розв'язання актуальної проблеми підвищення деформованості виробів з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей зварювального призначення визначено комплекс науково-практичних завдань, вирішення яких дозволить суттєво доповнити базу даних раніше отриманих результатів новими знаннями щодо впливу системи легування на

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

перебіг фазово-структурних перетворень і комплекс механічних властивостей прокату. Результати відповідних досліджень складуть підґрунтя для створення нових технологічних рішень щодо контрольованого керування процесами структуроутворення досліджуваних сталей та забезпечать отримання зварювальних матеріалів за зменшених матеріальних витрат, виробництво яких наразі в Україні відсутнє.

Ключові слова: прокат, зварювальний дріт, легована сталь, структура, механічні властивості

Посилання для цитування: Парусов Е. В., Чуйко І. М., Олійник Е. В., Парусов О. В. Аналіз тенденцій та проблем виробництва прокату і дроту з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей зварювального призначення. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 431-454. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-431-454

Вступ. У сучасному важкому машинобудуванні габарити і вага агрегатів часто виявляються настільки великими, що виготовлення заготовок необхідного розміру та форми за допомогою кування або лиття викликає суттєві труднощі. Подолання цих перешкод забезпечується інженерами на етапі проєктування шляхом розчленування великої та складної деталі на простіші за формою елементи меншої ваги з подальшим їх з'єднанням зварюванням [1]. В енергетичному та хімічному обаднанні широко використовуються теплостійкі та жароміцні перлітні сталі, до яких належать низьколеговані Cr-Mo сталі типу 12ХМ, 10ХМЛ, 12Х2М1, які призначені для роботи за температур 450–550 °С, і Cr-Mo-V сталі типу 12Х1МФ, 12Х2МФБ, 15Х1М1Ф, 20ХМФЛ, 15Х1М1ФЛ, 14MoV6-3 (1.7715), 15CrMoV5-10 (1.7745), які призначені для роботи за температур 550–600 °С. Їх широке застосування зумовлене порівняно низькою вартістю та достатньо високою технологічністю при виробництві відливок, поковок, прокату та виготовленні з них зварних конструкцій [2]. Сталі 12ХМ, 15ХМ, 12Х2М1, 12Х1МФ, 12Х2МФБ, 15Х1М1Ф, 14MoV6-3 (1.7715), 15CrMoV5-10 (1.7745), що піддаються деформуванню, зазвичай використовуються для виготовлення паропроводів, теплообмінників, технологічних трубопроводів, робочих деталей нагрівальних котлів і гідрокрекінгових установок, а ливарні сталі 20ХМФЛ і 15Х1М1ФЛ – для відливання корпусів турбін та запірної арматури.

У відповідності до умов тривалої експлуатації під напруженням за високих температур ці сталі повинні володіти опором повзучості, тривалою міцністю, стабільністю властивостей у часі та жаростійкістю [3]. Ці властивості з урахуванням необхідності забезпечення технологічності сталей при виплавці, відливанні, куванні, прокатуванні,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

термічній обробці та зварюванні досягаються додаванням до їх складу 0,5–2,0 % Cr, 0,2–1,0 % Mo, 0,1–0,3 % V [4]. Легування Cr підвищує жаростійкість сталей, тобто їх опір окисленню, а також запобігає графітизації у процесі експлуатації за температур вище 450 °C. Cr у кількості 1,0–1,5 % при уведенні його у сталь спільно з Mo підвищує до того ж її тривалу міцність та опір повзучості [5]. Позитивний вплив Mo на збільшення міцності сталі за підвищених температур при додаванні його у кількості 0,5–1,0 % пояснюється здатністю підвищувати температуру рекристалізації заліза та участю в утворенні фази Лавеса Fe_2Mo, що зміцнює метал [6]. V спільно з C забезпечує зміцнення сталі дисперсними карбідами VC і сприяє стабілізації карбідної фази як елемент, що має значну спорідненість до вуглецю [7].

Оптимальне поєднання механічних властивостей виробів з перлітних теплостійких та жароміцних низьколегованих сталей досягається після нормалізації (або гартування) з наступним високотемпературним відпуском. Водночас в структурі утворюється дрібнодисперсна феритокарбідна суміш, а в Cr-Mo-V сталях, особливо при гартуванні, з'являється також і бейнітна складова [2].

Металургійна зварюваність жароміцних перлітних сталей, що визначається поведінкою металу при плавленні, металургійній обробці та подальшій кристалізації зварного шву, не викликає суттєвих ускладнень. Існуюча технологія зварювання та зварювальні матеріали забезпечують необхідну стійкість металу шву проти утворення гарячих тріщин. Однак теплова зварюваність ускладнюється схильністю зварних з'єднань до утворення холодних тріщин і зміцненням металу, що зварюється, в зоні термічного впливу зварювання [8, 9].

За температур експлуатації 450–600 °C у готових виробах із теплостійких та жароміцних перлітних сталей можливий розвиток дифузійних процесів між основним металом та металом шву. Вуглець, який є одним з найбільш дифузійно-рухливих елементів, може мігрувати навіть за невеликої відмінності у легуванні карбідоутворюючими елементами. Утворення в процесі експлуатації зневуглецьованого (феритного) прошарку з одного боку лінії сплавлення і карбідів з іншого знижує границю тривалої міцності та пластичності зварного з'єднання і, як наслідок, призводить до локального (за віссю плавлення) руйнування [10]. Зважаючи на це зварювальні матеріали, що призначені для жароміцних перлітних низьколегованих сталей, повинні забезпечувати хімічний склад металу шву, близький до хімічного складу основного металу [11].

Одним з основних матеріалів для зварювання теплостійких і жароміцних низьколегованих Cr-Mo та Cr-Mo-V сталей перлітного класу в середовищі захисних газів та під флюсом є зварювальний дріт зі

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

сталі CrMoV1Si за ДСТУ EN ISO 21952:2015 (EN ISO 21952-A) [12]. Найближчим аналогом за національною нормативної документації є сталь CrMoV1 за ДСТУ EN ISO 3580:2019 [13], а за зарубіжною – сталь Св-08ХГСМФА за ГОСТ 2246-70 [14]. Існують також модифікації сталі CrMoV1Si (Св-08ХГСМФА), зварювальний дріт з яких застосовується переважно для відновлення та ремонту деталей залізничного рухомого складу – сталі Св-08ХГ2СМФ і Св-10ХГ2СМФ. При наплавлюванні під флюсом зношених вагонних коліс дріт зі сталі Св-08ХГ2СМФ забезпечує отримання шару металу зі сприятливою структурою бейнітного типу з необхідною твердістю (250–320 НВ), що має задовільну зносостійкість. Зварювальний дріт зі сталей Св-08ХГ2СМФ і Св-10ХГ2СМФ також застосовується при ремонті деталей залізничного транспорту, виготовлених прокаткою, куванням та штампуванням зі сталей марок Ст3, Ст5, 09Г2, 09Г2Д, 12ХН3А, 20, 30, 35, 20ХН3А, 30ХГСА, 30ХН3А, 30ХНМА, 15Л, 20Л, 25Л, 20ФЛ, 20ГЛ, 20Г1ФЛ, 32Х06Л, 30ГСЛ, 30Л, 35Л та інших. Вимоги до хімічного складу сталей Св-08ХГ2СМФ і Св-10ХГ2СМФ нормуються технічними умовами різних заводів-виробників (наприклад, СТО 71915393-ТУ070-2008 «Дріт зварювальний обміднений і необміднений. Технічні умови»), а також технічними угодами між виробниками прокату-дроту та кінцевими споживачами (наприклад, ТО/ТС-СС-01-2008 «Технічна угода про умови поставки катанки з легованої сталі для виготовлення зварювального дроту»).

Наразі в Україні зварювальний і наплавний дріт з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей і прокат підвищеної деформованості для його виготовлення не виробляються, а національні підприємства машинобудівної, металургійної та транспортної галузей змушені купувати зазначені матеріали за кордоном. Активне повоєнне відновлення України в рамках реновації пошкоджених промислових об'єктів і транспортної інфраструктури буде потребувати значної кількості зварювальних матеріалів, зокрема для з'єднання теплостійких і жароміцних сталей (теплова електрогенерація, котельне обладнання, промислові теплообмінники тощо) та ремонту елементів залізничного транспорту. Впровадження науково обґрунтованих технологічних рішень дозволить вітчизняній промисловості домогтися імпортозаміщення за важливими позиціями зварювальних матеріалів, а національним металургійним і металовиробним підприємствам опанувати випуск нового виду продукції та гідно представити його не тільки на внутрішньому, а й на зовнішньому ринках збуту.

Мета роботи – узагальнення сучасних тенденцій та основних проблем під час виробництва прокату і дроту з низьковуглецевих Cr-

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Mo-V сталей зварювального призначення з визначенням перспективних напрямів наукових досліджень за даною тематикою.

Методика дослідження. Представлена робота заснована на ретельному бібліографічному огляді сучасних науково-технічних публікацій, які стосуються тенденцій та проблематики виробництва прокату і дроту з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей зварювального призначення, й аналізі нормативної документації та специфікацій кращих світових і вітчизняних виробників відповідних видів металопродукції. Вихідні дані було зібрано станом на 2024 рік на спеціалізованих пошукових платформах широкого кола користування таких як «Springer», «ResearchGate», «GoogleScholar», «ScienceDirect», «MDPI», «SemanticScholar» тощо, а також використані відомості з власних попередніх досліджень авторів. Для коректного фільтрування вихідних даних та уточнення пошукових запитів використовувалися різні логічні оператори та параметри пошуку.

Результати дослідження та їх обговорення. До основних показників якості зварювального дроту відносяться: хімічний склад сталі; точність і стабільність геометричних розмірів; границя міцності; рівномірність розподілу внутрішніх напружень (рівноважність); якість поверхні; у разі нанесення мідного покриття – якість обміднення; зварювально-технологічні властивості. Наведений перелік показників не є вичерпним і у різних нормативних документах зустрічаються різні комбінації нормативних вимог.

З певною періодичністю зварювальний дріт на заводі-виробнику проходить спеціальні випробування на відповідність хімічного складу і механічних властивостей наплавленого металу вимогам атестаційних органів. Вимоги основних нормативних документів до хімічного складу сталі CrMoV1Si, її найближчих аналогів та модифікацій наведені у табл. 1.

Слід відзначити, що деякі закордонні нормативні документи на зварювальні матеріали надають виробнику певну свободу у виборі хімічного складу металу, з якого виробляється дріт або пруток. Наприклад, американський стандарт AWS A5.28/A5.28M «Специфікація для електродів і дротів із низьколегованих сталей для дугового зварювання в захисних газах» передбачає можливість виготовлення зварювальних матеріалів з маркуванням літерою «G», що вказується після основної марки матеріалу. Щоб відповідати вимогам класифікації «G» метал дроту повинен містити принаймні один з наступних хімічних елементів: 0,50 % Ni, 0,30 % Cr або 0,20 % Mo. Конкретний склад металу дроту визначається специфікаціями виробника та додатково узгоджується між замовником і

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

постачальником. При цьому основною вимогою до зварювального матеріалу стають механічні властивості наплавленого металу, які нормуються відповідним стандартом і забезпечуються конкретним хімічним складом сталі. У табл. 2 наведено вимоги до механічних властивостей наплавленого металу за українською нормативною документацією (ДСТУ EN ISO) при зварюванні дротом або електродами зі сталей CrMoV1Si та CrMoV1.

Таблиця 1 – Вимоги до хімічного складу сталі CrMoV1Si, її найближчих аналогів та модифікацій

Марка сталі	Нормативний документ	Вміст хімічних елементів, % ваг. (у межах або не більше)							
		C	Si	Mn	Cr	Mo	V	S	P
CrMoV1Si	ДСТУ EN ISO 21952: 2015	0,06–0,15	0,50–0,80	0,80–1,20	0,90–1,30	0,90–1,30	0,10–0,35	0,020	0,020
CrMoV1	ДСТУ EN ISO 3580: 2019	0,05–0,15	0,80	0,70–1,50	0,90–1,30	0,90–1,30	0,10–0,35	0,025	0,030
Св-08ХГСМФА	ГОСТ 2246-70	0,06–0,10	0,45–0,70	1,20–1,50	0,95–1,25	0,50–0,70	0,20–0,35	0,025	0,025
Св-08ХГ2СМФ	ТО/ТС-СС-01-2008	0,04–0,08	0,20–0,40	1,00–1,40	0,70–1,00	0,50–0,70	0,15–0,30	0,020	0,020
Св-10ХГ2СМФ		0,08–0,12	0,50–0,70	1,20–1,60	0,70–0,90	0,20–0,40	0,15–0,30	0,020	0,020

Таблиця 2 – Вимоги до механічних властивостей наплавленого металу

Марка сталі	$R_{0,2}$, МПа	R_m, МПа	A, %	Енергія удару при + 20 °C, Дж		Термічна обробка наплавленого металу		
				Середнє значення для 3 зразків	Одиничне значення	Попередній підігрів, °C	Термічна обробка зразків після зварювання	
							Температура, °C	Час, хв
CrMoV1Si	min 435	min 590	min 15	min 24	min 19	200–300	680–730	50–70
CrMoV1	min 435	min 590	min 15	min 24	min 21			

Аналіз табл. 1 показав, що незважаючи на спільну систему легування у відповідності до різних нормативних документів вміст основних хімічних елементів у складі сталі може дещо відрізнятися, що

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ускладнює уніфікацію підходів до вирішення завдання з оптимізації хімічного складу для забезпечення високої технологічності металу на всіх етапах його виробництва (від виплавляння сталі до волочіння дроту) і кінцевого застосування (від особливостей поведінки дроту у зварювальних апаратах до забезпечення якості готових металовиробів після зварювання). Проте з дослідницької точки зору саме спільна система легування сталі дає змогу ефективного розв'язання цієї проблеми з використанням сучасних інформаційних технологій за рахунок інтеграції фундаментальних досліджень властивостей багатокомпонентних комплексних сплавів на базі синтезу прецизійного лабораторного експерименту та математичного моделювання. У цьому випадку перспективним слід вважати використання методики фізико-хімічного моделювання металургійних розплавів на основі концепції направленого хімічного зв'язку [15, 16], яка розроблена в ІЧМ НАНУ і успішно випробувана у багаторічній практиці наукових досліджень. Визначення раціонального компонентного складу низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей зварювального призначення у межах марочного, а також загальний аналіз трендів у межах доступної вибірки статистичних даних, зможуть забезпечити ефективне поєднання властивостей, структури та економічної складової (вміст легувальних елементів), що наразі є одним з найактуальніших завдань при освоєнні виробництва прокату-дроту з таких сталей на національних підприємствах.

Вимоги до механічних властивостей і рівноважності зварювального дроту продиктовані умовами його застосування та особливостями роботи механізмів подавання дроту в напівавтоматичних і автоматичних зварювальних агрегатах. Використання дроту із занадто низькою («м'якого») або високою («жорсткого») міцністю може призвести до його застрягання чи руйнування у направляючому каналі обладнання або спровокувати нерівномірність подавання дроту до зварювальної ванни і нестабільність електричної дуги [17]. Зважаючи на це деякими з нормативних документів нормуються діапазони границі міцності дроту (табл. 3), які, як вважається, забезпечують стабільність при його використанні у більшості типів зварювального обладнання.

Таблиця 3 – Вимоги ГОСТ 2246-70 до границі міцності дроту, що використовується для зварювання або наплавлювання

Діаметр дроту, мм	Границя міцності, МПа
0,3–0,5	882–1372
0,8–1,5	882–1323
1,6	882–1274
2,0	784–1176
Більше 2,0	686–1029

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Оцінку рівномірності розподілу внутрішніх напружень (рівноважності) дроту, змотаного у бухти або намотаного на спеціальні котушки, проводять методом визначення підйому кінців його витків (площинність витка, що лежить на горизонтальній поверхні плити). Згідно вимог ДСТУ EN ISO 544:2019 «Матеріали зварювальні. Технічні умови постачання присадних матеріалів і флюсів. Тип продукції, розміри, допуски та маркування» висота підйому кінців витка дроту не повинна перевищувати 50 мм для котушок із зовнішнім діаметром більше 200 мм. Занадто висока нерівноважність зварювального дроту викликає коливання торця електрода, які можуть спровокувати появу дефектів зварного шву типу несплавлення, непровару кореня тощо [17].

Вимоги до якості поверхні зварювального дроту зазвичай регламентують відсутність тріщин, розшарування, закатів, плен, раковин, окалини, іржі, мастила та інших забруднень. Допускається наявність окремих волочильних рисок, подряпин, слідів шліфування та вм'ятин, що за своєю глибиною не перевищують граничні відхилення за діаметром дроту. Наявність глибоких поверхневих дефектів може призводити до підвищеного зносу каналу струмопідвідного мундштука при зварюванні. Якість поверхні дроту визначає довговічність мідних мундштуків та гнучких каналів подачі електродного дроту шлангових тримачів напівавтоматів, але суттєво не впливає на стабільність процесу зварювання та якість зварних з'єднань [17]. Зважаючи на це, глибина поверхневих дефектів на бунтовому прокаті, що використовується у якості сировини для виробництва зварювального дроту, обов'язково підлягає нормуванню.

На практиці оцінку зварювально-технологічних властивостей дроту проводять на основі інтенсивності розбризкування металу та стабільності процесу зварювання [17]. Однією з причин підвищеного розбризкування металу та нестабільності електричної дуги при зварюванні може бути наявність мікропорожнин всередині дроту та великих неметалевих включень. Поява мікропорожнин у металі після волочіння здебільшого зумовлена наявністю твердих фаз типу бейніту або мартенситу у феритній матриці, про що буде йти мова нижче. Неметалеві ж включення потрапляють у метал або утворюються у ньому в процесі металургійного виробництва. Наявність неметалевих включень у зварювальному дроті не унормована, що, за думкою авторів, потребує перегляду і має стати об'єктом подальших досліджень.

Традиційно використовуваними профілерозмірами зварювального і наплавного дроту зі сталі CrMoV1Si та її аналогів і модифікацій є діаметри 1,2–3,0 мм. Комплекс показників якості зварювального дроту

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

визначається як технологією його виробництва, так і насамперед якістю сталевого прокату, з якого він виготовлений. Сучасна технологія виробництва дроту з низьковуглецевих легованих сталей пов'язана з необхідністю використання як металургійної сировини високоякісного сталевого прокату малого діаметру (5,5 мм), який повинен перероблятися без додаткових матеріальних витрат на проміжне термічне оброблення дротяної заготовки для запобігання передчасного руйнування металу в процесі волочіння [18]. Якість прокату своєю чергою залежить від хімічного складу, способу виробництва сталі, режиму термомеханічної обробки (ТМО) та інших факторів.

Незважаючи на те, що в теперішній час існують численні способи охолодження бунтового прокату в потоці безперервних дрібносортно-дротяних станів, одним з найпоширеніших в сучасній металургійній практиці є спосіб охолодження, який зветься Стелмор-процесом, а технологічна ділянка охолодження металу – лінією двостадійного водо-повітряного охолодження (рис. 1) [19]. У складі такої лінії прокат після виходу з чистової кліті дротяного блоку охолоджується водою спеціальними форсуночними пристроями, а після розкладання на витки на роликовому конвеєрі – під зачиненими теплоізоляційними кришками (уповільнено) або повітряними потоками, які нагнітаються дуттьовими вентиляторами знизу-вгору (прискорено) [19, 20].

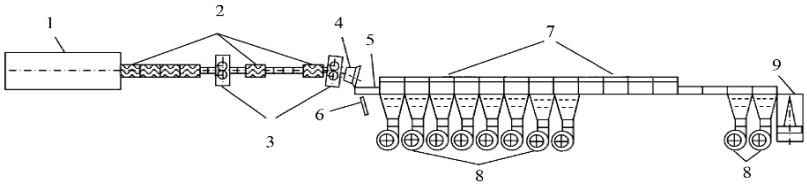


Рисунок 1 – Схема розташування основного обладнання на стадії водо-повітряного охолодження бунтового прокату [19]: 1 – дротяний прокатний блок; 2 – ділянка водяного охолодження; 3 – трайбапарати; 4 – виткоутворювач; 5 – приймальний стіл витків прокату; 6 – пірометр; 7 – ділянка регульованого повітряного охолодження з роликовим конвеєром і теплоізоляційними кришками; 8 – дуттьові повітряні вентиляторні системи; 9 – шахта виткозбірника

Якість прокату з низьковуглецевих сталей здебільшого визначається температурно-деформаційними параметрами формозміни в чистових прокатних блоках, температурою розкладання прокату на витки і швидкістю його охолодження на роликовому конвеєрі. Деформування в чистових блоках є складним процесом, зумовленим взаємодією металу й інструменту в прокатних клітях, що мають спільний привід, і

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

виникненням міжкліттьових зусиль. Високі швидкості прокатування (до 120 м/с) і малі відстані між клітями в прокатних блоках зумовлюють реалізацію процесів зміцнення і знеміцнення металу. Високі швидкості прокатування також впливають на теплообмін металу з прокатним інструментом та навколишнім середовищем, а також на температуру звершення гарячого деформування, що разом із подальшим охолодженням визначає мікроструктуру та властивості готового продукту [21]. Відновлювальні структурні зміни (рис. 2), що відбуваються як у процесі гарячого деформування аустеніту, так і безпосередньо після його завершення (полігонізація, динамічна, метадинамічна та статична рекристалізація), є визначальними при різних схемах ТМО сталевого прокату [18]. Саме тому питанням регулювання величини динамічно рекристалізованого аустенітного зерна шляхом прискореного водяного охолодження металу від температури закінчення гарячого деформування до температури розкладання прокату на витки перед початком стадії повітряного охолодження на лінії Стелмор слід приділяти особливу увагу при розробці режимів знеміцювальної ТМО.

З метою створення умов ефективного охолодження металу постійно удосконалюються конструктивні особливості обладнання лінії Стелмор. Наприклад, при виробництві прокату з середньо- і високовуглецевих марок сталі використовується «коротка» лінія Стелмор (довжиною 45–60 м), а для низьковуглецевих легованих, в тому числі і складнолегованих сталей зварювального призначення потрібен уповільнений режим охолодження, що обумовило створення лінії «довгий» Стелмор (довжиною 100–120 м), яка є більш ефективною і універсальною [22]. Конструктивні особливості такої лінії дозволяють гнучко реалізовувати різноманітні режими ТМО прокату.

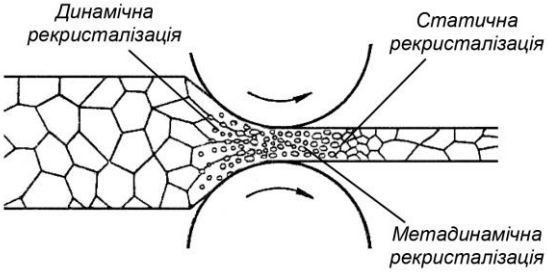


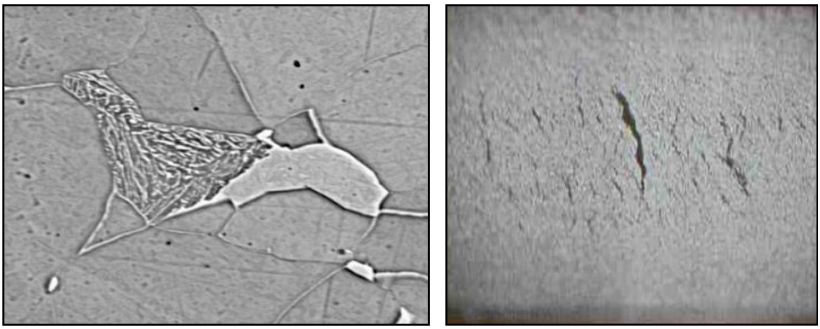
Рисунок 2 – Схема протікання динамічних і статичних відновлювальних процесів при гарячому деформуванні сталі методом високошвидкісного прокатування [18]

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Складна система легування сталі CrMoV1Si (підвищений вміст Cr, Mo, Mn, Si, V) зумовлює формування мультифазного структурного стану прокату після охолодження на лінії Стелмор з наявністю у феритній матриці перліту, бейніту і мартенситу у різних співвідношеннях. З огляду на безперервну модернізацію волочильного обладнання та вдосконалення технологічних схем виготовлення зварювального дроту можливість отримання прокату з мінімальною кількістю твердих структур гартівного типу (мартенситу та бейніту) стає все більш актуальною проблемою, вирішення якої спрямоване на підвищення продуктивності та зниження матеріальних витрат, що пов'язані з проведенням проміжного відпалу переробної заготовки. Відомо [23-26], що бейніто-мартенситні ділянки (БМД) в структурі прокату-дроту (рис. 3а) є природніми концентраторами напружень і призводять до зниження технологічної пластичності металу в умовах складного напружено-деформованого стану в осередку деформації при реалізації процесу волочіння. Це зумовлює появу так званих шевронних тріщин (рис. 3б) на поверхні дротяної заготовки та внутрішніх дефектів у вигляді порушень суцільності металу (рис. 4), що своєю чергою призводить до підвищеної обривності дроту при волочінні, а також порушення технологічного процесу зварювання або наплавлювання через нестабільність електричної дуги.

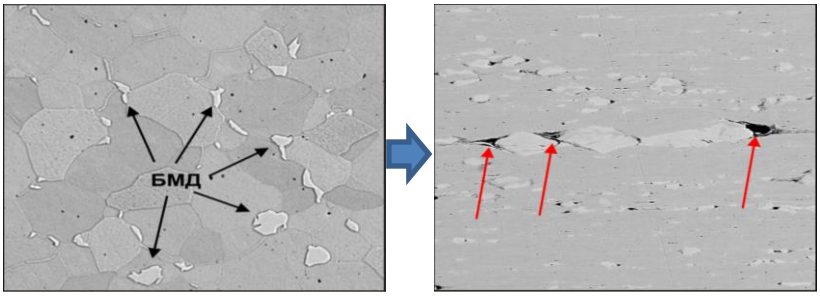
Вказані обставини визначають необхідність розробки науково обґрунтованої технології знеміцнювальної ТМО прокату з легованих сталей зварювального призначення з використанням всього арсеналу можливостей сучасних металургійних підприємств, що дозволить забезпечити його подальше енергоефективне перероблення у зварювальний дріт різних профілерозмірів. Цей процес неможливий без фундаментальних знань з кінетики перетворень переохолодженого аустеніту в низьковуглецевих Cr-Mo-V сталях як за безперервного охолодження, так і в ізотермічних умовах. Аналіз літературних джерел показав відсутність відомостей про якісні та кількісні параметри розпаду аустеніту в сталі CrMoV1Si (Св-08ХГСМФА) та її модифікаціях, що не дозволяє встановити температурні режими обробки тиском та інтервали швидкостей безперервного охолодження, в межах яких відбувається формування поліпшеної структури й раціонального комплексу показників якості прокату. Таким чином, проведення досліджень в цьому напрямку є актуальним і представляє інтерес з наукової та практичної точок зору.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



а б

Рисунок 3 – Характерний вигляд БМД в структурі прокату зварювального призначення (а) [27] і тріщини на поверхні дроту (б) [28]: а – скануюча електронна мікроскопія (×5000); б – світлова оптична мікроскопія (×10)



а б

Рисунок 4 – Еволюція мікроструктури прокату-дроту в процесі волочіння (скануюча електронна мікроскопія, ×3000). Стрілками на (б) показані мікропорожнини навколо БМД: а – прокат перед волочінням; б – дріт після волочіння

Враховуючи те, що найновіше високопродуктивне обладнання для волочіння сталевого дроту передбачає використання високоякісної металургійної заготовки – бунтового прокату круглого перерізу, слід більш детально розглянути сучасні вимоги до такого прокату, зокрема з низьковуглецевих легованих сталей зварювального призначення, і визначити головні пріоритети у показниках його якості з урахуванням характеристик самих зварювальних матеріалів. Аналіз наявних національних нормативів на бунтовий прокат зварювального призначення з легованих сталей і закордонних інформаційних ресурсів показав відсутність єдиних стандартів на таку металопродукцію, а кожне підприємство-виробник розробляє і затверджує власні специфікації або технічні умови на постачання прокату. В Україні та

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

країнах ближнього зарубіжжя – це технічні умови, що реєструються у системі стандартизації, а за кордоном – технічні специфікації, що є частково відкритими для ознайомлення, при цьому конкретні показники якості узгоджуються при розміщенні замовлення на відповідний вид прокату. Вказана обставина ускладнює системний аналіз і порівняння вимог до такого типу металопродукції.

Авторами до розгляду були прийняті наступні нормативні документи та інформаційні матеріали:

- ТУ У 24.1-23365425-710:2019 «Катанка для виготовлення зварювального дроту. Технічні умови» (ПРАТ «Камет-Сталь», Україна);
- ТУ 14-15-346-94 «Катанка з легованої сталі для виготовлення зварювального дроту. Технічні умови» (ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», Україна);
- ТУ У 27.1-24432974-020:2010 «Катанка для виготовлення зварювального та наплавлювального дроту. Технічні умови» (ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», Україна);
- ТУ У 27.1-233654425-653:2010 «Катанка підвищеної деформованості з легованої сталі для виготовлення зварювального дроту прямим волочінням. Технічні умови» (ВАТ «Молдавський металургійний завод», Молдова);
- ТО/ТС-СС-01-2008 «Технічна угода про умови поставки катанки з легованої сталі для виготовлення зварювального дроту» (Україна, Молдова);
- web-сайти та буклети закордонних виробників Saarstahl (Німеччина), Voestalpine (Австрія), COBE Steel (Японія), POSCO, Hyundai Welding (Південна Корея), Moravia Steel (Чехія), Baosteel (Китай), ICDAS Celik (Туреччина), TATA Steel (Індія) та ін.

До основних якісних показників бунтового прокату зварювального призначення належать: хімічний склад сталі; точність і стабільність геометричних розмірів; глибина поверхневих дефектів; кількість окалини на поверхні; макро- і мікроструктура; механічні властивості. Ґрунтуючись на аналізі актуальних нормативних документів і наявних власних доробок авторів до цільових показників якості бунтового прокату зварювального призначення малого перерізу (діам. 5,5 мм) слід віднести наступні:

- хімічний склад сталі при виготовленні прокату повинен відповідати вимогам відповідних нормативів і специфікацій на зварювальний дріт (табл. 1);
- граничні відхилення за діаметром прокату не повинні перебільшувати ± 0,25 мм, овальність – не більше 0,35 мм;

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

- прокат не повинен мати поверхневих дефектів, таких як розкатані бульбашки, тріщини і забруднення, прокатні плени, закати, вуса; дозволена наявність відбитків, рябизни, рисок, окремих дрібних плен, глибина яких не перевищує 0,20 мм;

- маса окалини на поверхні прокату не повинна перевищувати 12 кг/т;

- у макроструктурі прокату не дозволяються порушення суцільності металу, спричинені наявністю усадкових раковин, пор, пузирів, розшарувань, внутрішніх тріщин та шлакових включень;

- мікроструктура прокату має бути ферито-перлітною, дозволяється наявність бейніто-мартенситних ділянок за умови виконання вимог до механічних властивостей;

- в прокаті величина дійсного зерна не повинна бути більшою за бал 5 згідно з ДСТУ 8972:2019 з розбіжністю у партії не більше трьох номерів (оптимальній розмір 6–9 бал).

Окремо слід розглянути вимоги до механічних властивостей прокату. Враховуючи те, що бунтовий прокат з легованих сталей зварювального призначення є переробною заготовкою, що у подальшому піддається холодному деформуванню волочінням під час виготовлення дроту, то до основних показників його механічних властивостей відносять границю міцності та відносне звуження під час випробувань на розтяг. Границя міцності при цьому виступає у якості критерія для розрахунку необхідних тягових зусиль волочильного обладнання і попереднього оцінювання деформаційного зміцнення металу в процесі волочіння дроту.

Визначення залежності зміцнення дроту від технологічних факторів процесу волочіння та створення на цих засадах інженерних методик розрахунку показників міцності холоднодеформованого дроту є одним з актуальних завдань дротяного виробництва. При всій складності процесу зміцнення основний вплив на нього чинить ступінь деформації та нагрівання дроту при волочінні, а отже, пов'язані з цим процеси, що протікають у наклепаному металі, які додатково зміцнюють (динамічне старіння) або знеміцнюють (повернення, полігонізація) дріт. Накопичений багаторічний досвід авторів цієї роботи з аналізу зміни механічних властивостей низьковуглецевих легованих сталей у процесі волочіння [29] дозволив розробити методику прогнозного визначення міцності сталевого дроту зварювального призначення за деформаційними переходами, що базується на відомому рівнянні Тулєнкова-Золотнікова [30], яке було модифіковане шляхом уведення емпіричного коефіцієнту k, що враховує хімічний склад і структурний стан сталі та, відповідно, рівень її деформаційного зміцнення під час прямого (без знеміцнювальної термічної обробки дротяної заготовки на

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

проміжному діаметрі) холодного деформування на сучасних волочильних станах:

$$R_m^{др} = k \cdot R_m^{пр} \cdot \sqrt{\frac{D}{d}} \ ,$$

де $R_m^{др}$ – границя міцності дроту, МПа; $R_m^{пр}$ – границя міцності бунтового прокату, МПа; k – емпіричний коефіцієнт, що враховує хімічний склад сталі; D – діаметр бунтового прокату, мм; d – діаметр дроту, мм.

Як відомо [31, 32], зростання показників міцності сталей у процесі холодного деформування насамперед пов'язане з підвищенням щільності дислокацій і механізмами протидії їхньому переміщенню. Вміст легувальних елементів впровадження (C), заміщення (Cr, Mo, Ni, V, Mn, Si та ін.) і природні домішки (N, H) чинять суттєвий вплив на ступінь закріплення дислокацій, що наведені холодним деформуванням. Для низьковуглецевих сталей (C ≤ 0,15 % ваг.) з додатковим легуванням Cr (0,70–1,30 %), Mo (0,50–1,30 %), V (0,10–0,30 %), Mn (0,70–1,60 %) і Si (0,20–0,80 %), що мають феритну матрицю, емпіричний коефіцієнт k відповідає інтервалу значень 1,17–1,22.

На рис. 5 показана залежність деформаційного зміцнення дроту з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей від міцності бунтового прокату діам. 5,5 мм під час його прямого волочіння, що була визначена за допомогою описаної вище авторською методики. З наведеної залежності витікає, що для гарантованого забезпечення після прямого волочіння унормованих показників міцності зварювального дроту діам. 1,2–3,0 мм (табл. 3) границя міцності бунтового прокату діам. 5,5 мм у вихідному стані не повинна перевищувати 550 МПа. При підвищенні цього показника вище 600 МПа виникає необхідність проведення зневміцнювальної термічної обробки (рекристалізаційного відпалу) дротяної заготовки на проміжному розмірі.

Пластичність металу за стандартних випробувань на розтяг характеризується максимальною деформацією до руйнування: видовженням зразка або зменшенням площі його поперечного перерізу. Для бунтового прокату з низьковуглецевих сталей відносне звуження під час випробувань на розтяг побічно характеризує матеріал з точки зору його готовності до формозміни шляхом холодного пластичного деформування. Практика перероблення прокату з легованих сталей зварювального призначення у дріт показала [23], що мінімально достатнім рівнем відносного звуження металу перед початком прямого волочіння з діам. 5,5 мм до діам. 2,0 мм включно слід вважати $Z \geq 65$ %,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

а до діам. 1,2 мм – $Z \geq 70$ %. Такі показники пластичності прокату, поряд з мінімальною кількістю твердих фаз (бейніт, мартенсит) у його мікроструктурі, дозволяють забезпечити високу технологічність металу під час глибокого волочіння зі значними ступенями відносної деформації (до 95 %).

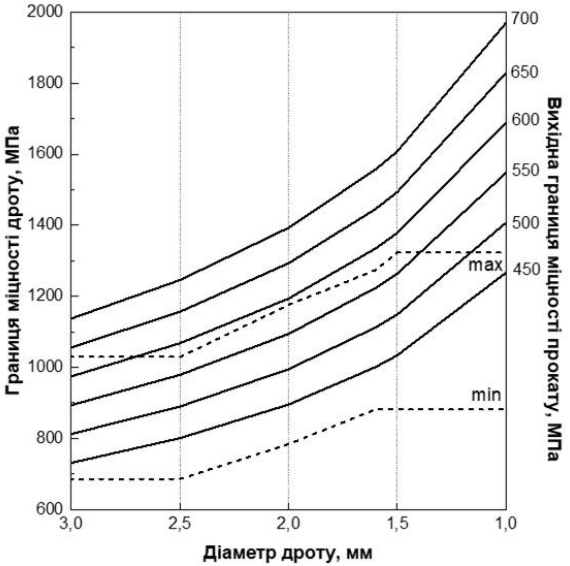


Рисунок 5 – Вплив границі міцності бунтового прокату діам. 5,5 мм з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей на деформаційне зміцнення дроту: суцільними лініями позначені криві деформаційного зміцнення; пунктирними – обмежена область нормативних вимог у відповідності до ГОСТ 2246-70

Отже, до цільових показників механічних властивостей бунтового прокату зварювального призначення з Cr-Mo-V сталей, що сприяють його високій технологічності при переробленні у дріт діам. до 1,2 мм, слід віднести такі: границя міцності $R_m \leq 550$ МПа; відносне звуження $Z \geq 70$ %.

Висновки

За результатами проведеного аналізу сучасних науково-технічних інформаційних джерел встановлено, що за останні десятиріччя опубліковано значну кількість робіт, які присвячено дослідженню різних аспектів виробництва й використання прокату і дроту з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей зварювального призначення.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Показано, що у зв'язку з безперервною модернізацією волочильного обладнання та вдосконаленням технологічних схем виготовлення зварювального дроту залишається недостатньо вивченою низка питань, які пов'язані з проблемою формування в умовах металургійних підприємств оптимального структурного стану та властивостей бунтового прокату з низьковуглецевих легованих сталей з метою підвищення його деформованості при виробництві зварювальних матеріалів. Ця проблема є актуальною з наукової та практичної точки зору, а її вирішення має підвищити продуктивність дротяного виробництва завдяки зниженню матеріальних витрат, пов'язаних з необхідністю проведення додаткової операції знеміцнювальної термічної обробки переробної заготовки.

Розглянуто низку питань щодо сучасних вимог нормативної документації та специфікацій кращих світових і вітчизняних виробників прокату з легованих сталей зварювального призначення та визначені основні цільові показники якості відповідної металопродукції з урахуванням характеристик самих зварювальних матеріалів.

З огляду на сучасні тенденції зростання вимог до споживчих властивостей переробного металопрокату, недостатню базу раніше отриманих результатів, а також нагальну потребу у повоєнному відновленню України в рамках реновації пошкоджених промислових об’єктів і транспортної інфраструктури, для успішного розв’язання проблеми підвищення деформованості виробів з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей зварювального призначення доцільним слід вважати проведення комплексного дослідження, що включало б вирішення наступних науково-практичних завдань:

- встановлення особливостей перебігу фазово-структурних перетворень в досліджуваних сталях;
- дослідження впливу параметрів термічної та деформаційної обробки на формування мікроструктури (зеренна структура, тип, морфологія і розподілення структурних складових тощо) й тонкої структури сталі (внутрішня будова структурних складових, дислокаційна субструктура фаз тощо), а також механічних властивостей металу;
- визначення на засадах встановлених закономірностей температурно-деформаційних параметрів знеміцнювальної обробки прокату з легованих сталей, що забезпечують підвищення деформованості металу і зниження матеріальних витрат при виробництві зварювального та наплавного дроту;
- розробку науково обґрунтованих рекомендацій щодо модернізації існуючих виробництв і визначення складу та параметрів обладнання при проєктуванні нових з урахуванням конструктивних особливостей

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

основного устаткування та послідовності технологічних операцій при виготовленні прокату-дроту.

Результати таких досліджень складуть підґрунтя для створення нових технологічних рішень щодо контрольованого керування процесами структуроутворення низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей та забезпечать отримання зварювальних матеріалів за зменшених матеріальних витрат, виробництво яких наразі в Україні відсутнє.

Перелік посилань

1. Anokhov A. E. On some features of repair welding without heat treatment of power-generating equipment made of pearlite steels. *Power Technol Eng*. 2021. Vol. 55. P. 613–619. http://doi.org/10.1007/s10749-021-01406-z

2. Hilkes J., Gross V. Welding CrMo steels for power generation and petrochemical applications - Past, present and future. *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa*. 2013. No. 2. P. 11–22. URL: https://www.scribd.com/document/218810353/02-Hilkes-Gross-Welding-of-CrMo-Steels-for-Power-Generation-and-Petrochemical-Applications

3. Venkata Rao R., Kalyankar V. D. Experimental investigation on submerged arc welding of Cr–Mo–V steel. *Int Jour Adv Manuf Tech*. 2013. Vol. 69(1–4). http://doi.org/10.1007/s00170-013-5007-9

4. KOBE STEEL LTD. Arc welding of specific steels and cast irons. Tokyo, Japan, 2015. 170 p.

5. Abe F. Precipitate design for creep strengthening of 9% Cr tempered martensitic steel for ultra-supercritical power plants. *Sci. Technol. Adv. Mater*. 2008. Vol. 9. 013002. http://doi.org/10.1088/1468-6996/9/1/013002

6. Hayashi T., Sarosi P. M., Schneibel J. H., Mills M. J. Creep response and deformation processes in nanocluster-strengthened ferritic steels. *Acta Mater*. 2008. Vol. 56. P. 1407–1416. http://doi.org/10.1016/j.actamat.2007.11.038

7. Martin J. W. Micromechanisms in particle-hardened alloys. Cambridge University Press : Cambridge, UK, 1980. 193 p.

8. Efimenko N. G., Artyomova S. V. Welding of defects in cast cases of turbines with pearlite electrodes without heating and thermal processing. *PAST*. 2020. No. 4(128). P. 84–88. URL: https://vant.kipt.kharkov.ua/ARTICLE/VANT_2020_4/article_2020_4_84.pdf

9. Vujnovic L., Perunicic V., Sijacki Zeravcic V. M., Bakic G. M. Welding flaws of pipeline heat resistant steels. *Trends in the Development of Machinery and Associated Technology (TMT 2009)* : Materials of 13th International Research / Expert Conference, Hammamet, Tunisia, 16-21 October 2009. P. 917–920. URL: https://www.tmt.unze.ba/zbornik/TMT2009/230-TMT09-263.pdf

10. Dmitrik V. V., Grinchenko E. D., Syrenko T. O. The structure of the superheated region of the heat-affected zone of the welded joint in heat-resisting pearlitic steels. *Welding International*. 2011. Vol. 25. Iss. 11. P. 868–871. http://doi.org/10.1080/09507116.2011.581425

11. Shang C., Wang Q., Wang X., Jia Y., Wu J., Yang S., Guo J., Zheng L. Practice of JCO welding process for Cr-Mo series heat-resistant pearlite steel pipe. *Steel Pipe*. 2016. Vol. 45(4). P. 18–22.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

12. ДСТУ EN ISO 21952:2015. Зварювальні матеріали. Дроти електродні, дроти, прутки та наплавлений метал для дугового зварювання жароміцних сталей у захисних газах. Класифікація (EN ISO 21952:2012, IDT; ISO 21952:2012, IDT). Київ : ДП «УкрНДНЦ», 2015.

13. ДСТУ EN ISO 3580:2019. Зварювальні матеріали. Електроди з покриттям для ручного дугового зварювання жароміцних сталей. Класифікація (EN ISO 3580:2017, IDT; ISO 3580:2017, IDT). Київ : ДП «УкрНДНЦ», 2019.

14. ГОСТ 2246-70. Проволока стальная сварочная. Технические условия (переизд. июнь 1993 г.). Москва : Издательство стандартов, 1993.

15. Prikhod'ko E. V. Methodology for determining the parameters of directed interatomic interaction in molecules and crystals. *Metallophysics and New Technologies*. 1995. No. 11. P. 54–60.

16. Prikhod'ko E. V., Tohobitskaia D. N. The properties of metallurgical melts are a consequence of their composition and structure. *Modern Problems of Physical Materials Science*. 2017. Vol. 26. P. 124–138.

17. Turyk E. V. Manufacturing defects in welding consumables influencing the quality of welded joints. *The Paton Welding Journal*. 2014. No. 6–7. P. 103–106. http://doi.org/10.15407/tpwj2014.06.22

18. Олійник Е. В., Парусов Е. В., Чуйко І. М. Теоретичні та технологічні засади знеміцнюючого термомеханічного оброблення сталевого прокату зварювального призначення. *Інформаційні технології в металургії та машинобудуванні – ІТММ'2024* : матер. міжнар. наук.-техн. конф., м. Дніпро, 10-11 квітня 2024 р. Дніпро : УДУНТ, 2024. С. 57–64. http://doi.org/10.34185/1991-7848.itmm.2024.01.010

19. Парусов В. В., Сычков А. Б., Парусов Э. В. Теоретические и технологические основы производства высокоэффективных видов катанки. Днепропетровск : АРТ-ПРЕСС, 2012. 376 с.

20. Парусов Э. В., Сычков А. Б., Губенко С. И., Чуйко И. Н. Анализ технологических особенностей охлаждения бунтового проката на линии Стелмор ОАО «ММЗ». *Наукові праці ВНТУ*. 2016. № 3. С. 1–8.

21. Laber K. B. Analysis of the uniformity of mechanical properties along the length of wire rod designed for further cold plastic working processes for selected parameters of thermoplastic processing. *Materials*. 2024. Vol. 17(4). 905. http://doi.org/10.3390/ma17040905

22. Парусов Е. В., Сичков О. Б., Губенко С. І., Малашкін С. О., Сагура Л. В. Про ефективні шляхи вдосконалення режимів регульованого повітряного охолодження бунтового прокату в промислових умовах. *Наукові праці ВНТУ*. 2017. № 3. С. 1–9.

23. Структура и свойства катанки для изготовления электродов и сварочной проволоки : монография / А. Б. Сычков и др. Бендеры : Полиграфист, 2009. 608 с.

24. Das S., Talukdar S., Kumar A., Mukhopadhyay G. Metallurgical investigation of welding wire rod grade during processing. *Engineering Failure Analysis*. 2020. Vol. 118. 104884. http://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.104884

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

25. Asati B., Shajan N., Arora K. S. Development of high strength welding consumable for arc welding carbon steels. *Materials Today: Proceedings*. 2023. http://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.07.007

26. Zhao H., Wang S., Gao J., Qi J., Su R., Zhang H., Chen H., Tian Z., Bai L. Cause analysis of V-shaped crack pairs on drawn welding wire surface of ER70S-6 steel. *Metall. Res. Technol.* 2022. Vol. 119(5). 510. http://doi.org/10.1051/metal/2022070

27. Парусов В. В., Сычков А. Б., Чуйко И. Н., Парусов О. В., Жукова С. Ю., Жигарев М. А., Перчаткин А. В. Влияние химического состава на структуру, свойства и технологическую пластичность катанки сварочного назначения из стали Св-08ГНМ. *Теория и практика металлургии*. 2009. № 1–2. С. 98–102.

28. Парусов В. В., Чуйко И. Н., Сычков А. Б., Парусов О. В., Парусов Э. В. Влияние режимов термомеханической обработки на качественные характеристики катанки из стали марки 30ХГСА и ее технологичность. *Строительство, материаловедение, машиностроение* : сб. научн. труд. Днепропетровск : ПГАСА, 2013. Вып. 67. С. 25–27.

29. Парусов В. В., Чуйко И. Н., Парусов О. В., Сычков А. Б., Жигарев М. А., Перчаткин А. В., Жукова С. Ю. Оценка технологичности переработки катанки из легированных сталей сварочного назначения на метизном переделе. *Строительство, материаловедение, машиностроение* : сб. научн. тр. Днепропетровск : ПГАСА, 2009. Вып. 48. Ч. 2. С. 8–11.

30. Туленков К. И., Злотников М. И., Бобылева С. Ф. Механические свойства стальной наклепанной проволоки. *Сталь*. 1956. № 9. С. 821–825.

31. Губенко С. И., Парусов В. В. Деформация металлических материалов. Днепропетровск : АРТ-ПРЕСС, 2006. 316 с.

32. Gubenko S. Physical nature of plasticity and strengthening of metals during deformation. Germany-Mauritius : Beau Bassin. LAP LAMBERT Academic publishing, 2020. 341 p.

References

1. Anokhov, A. E. (2021). On some features of repair welding without heat treatment of power-generating equipment made of pearlite steels. *Power Technol Eng*, 55, 613-619. http://doi.org/10.1007/s10749-021-01406-z

2. Hilkes, J., & Gross, V. (2013). Welding CrMo steels for power generation and petrochemical applications - Past, present and future. *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa,* (2), 11-22. https://www.scribd.com/document/218810353/02-Hilkes-Gross-Welding-of-CrMo-Steels-for-Power-Generation-and-Petrochemical-Applications

3. Venkata Rao, R., & Kalyankar, V. D. (2013). Experimental investigation on submerged arc welding of Cr–Mo–V steel. *Int Jour Adv Manuf Tech*, 69(1-4). http://doi.org/10.1007/s00170-013-5007-9

4. KOBE STEEL LTD. (2015). *Arc welding of specific steels and cast irons*.

5. Abe, F. (2008). Precipitate design for creep strengthening of 9% Cr tempered martensitic steel for ultra-supercritical power plants. *Sci. Technol. Adv. Mater*, 9, 013002. http://doi.org/10.1088/1468-6996/9/1/013002

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

6. Hayashi, T., Sarosi, P. M., Schneibel, J. H., & Mills, M. J. (2008). Creep response and deformation processes in nanocluster-strengthened ferritic steels. *Acta Mater*, 56, 1407-1416. http://doi.org/10.1016/j.actamat.2007.11.038

7. Martin, J. W. (1980). *Micromechanisms in particle-hardened alloys*. Cambridge University Press.

8. Efimenko, N. G., & Artyomova, S. V. (2020). Welding of defects in cast cases of turbines with pearlite electrodes without heating and thermal processing. *PAST*, 4(128), 84-88. https://vant.kipt.kharkov.ua/ARTICLE/VANT_2020_4/article_2020_4_84.pdf

9. Vujnovic, L., Perunicic, V., Sijacki Zeravcic, V. M., & Bakic, G. M. (2009, 16-21 October). Welding flaws of pipeline heat resistant steels. *Trends in the Development of Machinery and Associated Technology (TMT 2009), 13th International Research / Expert Conference*, Tunisia, 917-920. URL: https://www.tmt.unze.ba/zbornik/TMT2009/230-TMT09-263.pdf

10. Dmitrik, V. V., Grinchenko, E. D., & Syrenko, T. O. (2011). The structure of the superheated region of the heat-affected zone of the welded joint in heat-resisting pearlitic steels. *Welding International*, 25(11), 868-871. http://doi.org/10.1080/09507116.2011.581425

11. Shang, C., Wang, Q., Wang, X., Jia, Y., Wu, J., Yang, S., Guo, J., & Zheng, L. (2016). Practice of JCO welding process for Cr-Mo series heat-resistant pearlite steel pipe. *Steel Pipe*, 45(4), 18-22.

12. DSTU EN ISO 21952:2015. Zvariuvalni materialy. Droty elektrodni, droty, prutky ta naplavlenyi metal dlia duhovoho zvariuvannia zharomitsnykh stalei u zakhysnykh hazakh. Klasyfikatsiia [Welding materials. Wire electrodes, wires, rods and filler metal for arc welding of heat-resistant steels in shielding gases. Classification] (EN ISO 21952:2012, IDT; ISO 21952:2012, IDT) [In Ukrainian].

13. DSTU EN ISO 3580:2019. Zvariuvalni materialy. Elektrody z pokryttiam dlia ruchnoho duhovoho zvariuvannia zharomitsnykh stalei. Klasyfikatsiia [Welding materials. Covered electrodes for manual arc welding of heat-resistant steels. Classification] (EN ISO 3580:2017, IDT; ISO 3580:2017, IDT) [In Ukrainian].

14. GOST 2246-70. Provoloka stalnaia svarochnaia. Tekhnicheskie usloviia [Steel welding wire. Technical conditions] (reissue July 1993) [In Russian].

15. Prikhod'ko, E. V. (1995). Methodology for determining the parameters of directed interatomic interaction in molecules and crystals. *Metallophysics and New Technologies*, (11), 54-60.

16. Prikhod'ko, E. V., & Tohobitskaia, D. N. (2017). The properties of metallurgical melts are a consequence of their composition and structure. *Modern Problems of Physical Materials Science*, (26), 124-138.

17. Turyk, E. V. (2014). Manufacturing defects in welding consumables influencing the quality of welded joints. *The Paton Welding Journal*, (6-7), 103-106. http://doi.org/10.15407/tpwj2014.06.22

18. Oliinyk, E. V., Parusov, E. V., & Chuiko, I. M. (2024, 10-11 April). Teoretychni ta tekhnolohichni zasady znemitsniuiuchoho termomekhanichnoho obroblennia stalevoho prokatu zvariuvalnoho pryznachennia [Theoretical and technological principles of softening thermomechanical processing of steel wire rod for welding purposes]. *Technologies in Metallurgy and Machine building – ITMM*

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

2024, Dnipro, Ukraine, 57-64. UDUNT. [In Ukrainian]. http://doi.org/10.34185/1991-7848.itmm.2024.01.010

19. Parusov, V. V., Sychkov, A. B., & Parusov, E. V. (2012). *Teoreticheskie i tekhnolohicheskie osnovy proizvodstva vysokoeffektivnykh vidov katanki* [Theoretical and technological foundations for the production of highly efficient types of wire rod]. ART-PRESS. [In Russian].

20. Parusov, E. V., Sychkov, A. B., Gubenko, S. I., & Chuiko, I. N. (2016). Analiz tekhnolohicheskikh osobennostei okhlazhdeniia buntovoho prokata na linii Stelmor OAO «MMZ» [Analysis of technological features of cooling rolled metal on the Stelmor line of OJSC MSW]. *Scientific Works of VNTU*, (3), 1-8. [In Russian].

21. Laber, K. B. (2024). Analysis of the uniformity of mechanical properties along the length of wire rod designed for further cold plastic working processes for selected parameters of thermoplastic processing. *Materials*, 17(4), 905. http://doi.org/10.3390/ma17040905

22. Parusov, E. V., Sychkov, O. B., Gubenko, S. I. Malashkin, S. O., & Sahura, L. V. (2017). Pro efektyvni shliakhy vdoskonalennia rezhymiv rehulovanoho povitrianoho okholodzhennia buntovoho prokatu v promyslovykh umovakh [On effective ways to improve the modes of regulated air cooling of wire rod in industrial conditions]. *Scientific Works of VNTU*, (3), 1–9. [In Ukrainian].

23. Sychkov, A. B., Parusov, V. V., Nesterenko, A. M., Zhukova, S. Yu., Zhigarev, M. A., Perchatkin, A. V., Peregudov, A. V., & Chuiko, I. N. (2009). *Struktura i svoistva katanki dlia izhotovleniia elektrodov i svarochnoi provoloki* [Structure and properties of wire rod for the manufacture of electrodes and welding wire]. Poligrafist. [In Russian].

24. Das, S., Talukdar, S., Kumar, A., & Mukhopadhyay, G. (2020). Metallurgical investigation of welding wire rod grade during processing. *Engineering Failure Analysis*, 118, 104884. http://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.104884

25. Asati, B., Shajan, N., & Arora, K. S. (2023). Development of high strength welding consumable for arc welding carbon steels. *Materials Today: Proceedings*. http://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.07.007

26. Zhao, H., Wang, S., Gao, J., Qi, J., Su, R., Zhang, H., Chen, H., Tian, Z., & Bai, L. (2022). Cause analysis of V-shaped crack pairs on drawn welding wire surface of ER70S-6 steel. *Metall. Res. Technol*, 119(5), 510. http://doi.org/10.1051/metal/2022070

27. Parusov, V. V., Sychkov, A. B., Chuiko, I. N., Parusov, O. V., Zhukova, S. Yu., Zhigarev, M. A., & Perchatkin, A. V. (2009). Vliianie khimicheskoho sostava na strukturu, svoistva i tekhnolohicheskuiu plastichnost katanki svarochnoho naznacheniia iz stali Sv-08HNM [The influence of chemical composition on the structure, properties and technological plasticity of wire rod for welding purposes made of Sv-08HNM steel]. *Theory and Practice of Metallurgy*, (1-2), 98-102. [In Russian].

28. Parusov, V. V., Chuiko, I. N., Sychkov, A. B., Parusov, O. V., & Parusov, E. V. (2013). Vliianie rezhimov termomekhanicheskoi obrabotki na kachestvennye kharakteristiki katanki iz stali marki 30KhGSA i ee tekhnolohichnost [The influence of thermomechanical processing modes on the quality characteristics

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

of wire rod made of 30KhGSA steel grade and its manufacturability]. *Construction. Material Science. Mechanical Engineering*, (67), 25-27. [In Russian].

29. Parusov, V. V., Chuiko, I. N., Parusov, O. V., Sychkov, A. B., Zhigarev, M. A., Perchatkin, A. V., & Zhukova, S. Yu. (2009). Otzenka tekhnolohichnosti pererabotki katanki iz lehirovannykh stalei svarochnoho naznacheniia na metiznom peredele [Evaluation of the processability of processing wire rod from alloyed steels for welding purposes in the hardware processing section]. *Construction. Material Science. Mechanical Engineering*, 48(2), 8-11. [In Russian].

30. Tulenkov, K. I., Zolotnikov, M. I., & Bobyleva, S. F. (1956). Mekhanicheskie svoistva stalnoi naklepannoi provoloki [Mechanical properties of cold-worked steel wire]. *Stal*, (9), 821-825. [In Russian].

31. Gubenko, S. I., & Parusov, V. V. (2006). *Deformatsiia metallicheskikh materialov* [Deformation of metallic materials]. ART-PRESS. [In Russian].

32. Gubenko, S. (2020). *Physical nature of plasticity and strengthening of metals during deformation*. Beau Bassin. LAP LAMBERT Academic publishing.

E. V. Parusov[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-4560-2043
I. M. Chuiko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-4753-614X
E. V. Oliinyk[1], ORCID 0000-0002-3366-3746
O. V. Parusov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-9879-6179

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

ANALYSIS OF TRENDS AND PROBLEMS OF THE PRODUCTION OF LOW-CARBON Cr-Mo-V STEEL WIRE ROD AND WIRE FOR WELDING PURPOSES

Abstract. High temperature resistant structural Cr-Mo and Cr-Mo-V steels have existed for more than a century and have been used with great success in the energy and chemical industries. Typical products for these industries are boilers, heaters, heat exchangers, reactors, gas turbines, hydrocrackers, high pressure vessels, etc. For welding such steels in an environment of protective gases and under a flux using a welding wire diam. 1.2–3.0 mm from low-carbon Cr-Mo-V steels, typical representatives of which include CrMoV1Si or Sv-08KhGSMFA and their analogues and modifications. A separate area of use of this wire is the recovery and repair of parts operating under conditions of abrasive wear by the surfacing method. In addition, this wire has prospects for successful application in wire-arc additive manufacturing technologies (3D printing). For the production of such a wire, as a metallurgical billet, is using the wire rod of diameter 5.5 mm, which, along with other consumer properties, should have high manufacturability during deep cold deformation by drawing by modern high-performance equipment. According to the results of the analysis of scientific and technical sources, the work summarizes the modern trends and problems in the production of low-carbon Cr-Mo-V steel wire rod and wire for welding purposes, a number of issues regarding the current requirements of regulatory documentation and specifications of the best global and domestic manufacturers of alloyed steels wire rod are considered, and the main target indicators of the quality of the corresponding metal products are determined, taking into account

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

the characteristics of the welding materials themselves. In order to successfully solve the urgent problem of increasing the deformability of products made of low-carbon Cr-Mo-V steels for welding purposes, a set of scientific and practical tasks has been defined, the solution of which will significantly supplement the database of previously obtained results with new knowledge about the influence of the alloying system on the course of phase-structural transformations and complex of mechanical properties of wire rod. The results of the relevant research will form the basis for the creation of new technological solutions for the controlled management of the structure formation processes of the studied steels and will ensure the production of welding materials at reduced material costs, the production of which is currently absent in Ukraine.

Key words: wire rod, welding wire, alloy steel, structure, mechanical properties

For citation: Parusov, E. V., Chuiko, I. M., Oliinyk, E. V., & Parusov, O. V. (2024). Analysis of trends and problems of the production of low-carbon Cr-Mo-V steel wire rod and wire for welding purposes. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 431-454. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-431-454

Стаття надійшла до редакції збірника 04.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-455-468
UDC 621.771.23-415.04.001.5

V. H. Razdobrieiev[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7402-7992
K. Yu. Kluychnikov[1], Junior Researcher, ORCID 0000-0003-2465-3244
D. G. Palamar[1], Junior Researcher, ORCID 0000-0002-9503-3248
O. I. Leshchenko[1], Junior Researcher, ORCID 0000- 0003-1877-8358
O. P. Ivanov[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, Leading Engineer, ORCID 0000-0003-1259-6377

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

ANALYTICAL STUDIES OF THE INFLUENCE OF THE TECHNOLOGICAL PARAMETERS OF THE PROCESS OF PULLING THE STRIP THROUGH THE BENDING-STRETCHING DEVICE ON THE CHANGE OF THE ENERGY-FORCE PARAMETERS OF THE PROCESS

Abstract. It is impossible to imagine the modern development of technology without the use of metal products, including wire products, which are subject to high requirements in terms of variety and quality, and to the production processes, for example, wire of a fashioned profile, the flexibility of technology, high efficiency and economy, labor safety and automation. One of them is the process of drawing metal in roller dies, which combines the features of two methods of pressure metal processing - rolling and drawing. The main working tool when applying the drawing process in roller dies is a roller die with non-driven working rollers. The main drawback of the roller dies method is the presence of traction force. Stretching stresses in combination with a decrease in the plasticity of the metal during the drawing process can lead to the destruction of the rolled product. This limits the assortment of profiles, the total crimping in one of transition. It is possible to increase the plasticity of metal in two ways - thermal and mechanical. The thermal method, which is widely used in industry, requires significant energy consumption. At the same time, previous studies, which were carried out including in the ISI NASU, showed that it is possible to increase the plasticity of the metal by means of alternating sign deformation of the profiles, using, for example, equipment for straightening profiles or a scale breaker. The purpose of analytical research is to establish the dependence of the influence of the technological parameters of the drawing process in a roller drawing machine combined with the pulling of strips through a device for bending with tension (DBT) on the change of the energy parameters of the process based on the developed mathematical model. Analytical studies of the influence of the technological parameters of the DBT were carried out

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

for the case of deformation of the initial workpiece of round cross-section with a diameter of 5.90 mm from low-carbon steel of the St.08 brand in a double-roll roller die with smooth rolls, combined with DBT in the conditions of the laboratory base of the pressure metal processing department of the Iron and Steel Institute of the Z.I. Nekrasov of NASU. On the basis of the revealed regularities, the dependences of the energy-force parameters of the process of drawing in a roller die, combined with the drawing of strip through the DBT, on the influence of the main technological parameters were obtained. It was established that an increase in the distance between of the axes rollers of the DBT at a constant value of the movement of the axis of the pressure roller of the DBT in the vertical direction leads to a decrease in the angle of coverage of the roller by the strip. It has been established that at a constant distance between the axes of the DBT rollers, when the amount of movement of the axis of the DBT pressure roller increases vertically, on the contrary, the values of the angle of coverage of the roller by the strip increase. It is shown that an increase in the number the rollers of DBR leads to an increase in both the pulling force of the strip and the normal component of the force acting on the trunnion of the rollers of the DBT. It was determined that the most significant influence of the height of the stretched strip and the radius the rollers of the DBT on the pulling force occurs in the range of relations $R/h \leq 10$. It was established that an increase in the total degree of preliminary deformation in the roller die and sign-changing deformation in the DBT of the strip leads to an increase in the value of the pulling force.

Key words: sign-changing deformation with stretching, tape type profiles, mechanical properties, bending and stretching roller device, roller die, pulling force, strip.

For citation: Razdobrieiev, V. H., Kluychnikov, K. Yu., Palamar, D. H., Leshchenko, O. I., & Ivanov, O. P. (2024). Analytical studies of the influence of the technological parameters of the process of pulling the strip through the bending-stretching device on the change of the energy-force parameters of the process. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 455-468. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-455-468.

Introduction. It is impossible to imagine the modern development of technology without the use of metal products, including wire products, which are subject to high requirements in terms of variety and quality, and to the production processes, for example, wire of a fashioned profile, the flexibility of technology, high efficiency and economy, labor safety and automation. One of them is the process of drawing metal in roller dies, which combines the features of two methods of pressure metal processing - rolling and drawing. The main working tool when applying the drawing process in roller dies is a roller die with non-driven working rollers [1-4].

The use of drawing in roller dies is effective in the conditions of production of bars and wire of fashioned profile, in draft passes when drawing wire rod, cast and other types of blanks, in the production of

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

reinforcing wire and wire made from materials that are difficult to deform.

Compared to cold rolling and flattening, the process of drawing in roller dies has higher technological flexibility, does not require large capital costs for the organization of production. Compared to conventional drawing using monolithic dies, the drawing process in roller dies has the following advantages: lower energy consumption; higher permissible deformation per pass; higher homogeneity of product properties [5-8].

The main drawback of the roller portage method is the presence of pulling force. Stretching stresses in combination with a decrease in the plasticity of the metal during the drawing process can lead to the destruction of the rolled product. This limits the assortment of profiles, the total crimping in one of transition.

It is possible to increase the plasticity of metal in two ways - thermal and mechanical. The thermal method, which is widely used in industry, requires significant energy consumption. At the same time, previous studies, which were carried out including in the ISI NASU, showed that it is possible to increase the plasticity of the metal by means of alternating sign deformation of the profiles, using, for example, equipment for straightening profiles or a scale breaker.

The main technological factors that affect the energy-force parameters of the sign-changing deformation process are rectangular cross-section strip through a device for bending with tension (DBT) according to the "stretching with bending" scheme are: the initial size of the strip (radius for the blank a circular cross-section preparation $R_{bl.}$ or, in our study, it is half the height for the strip $h_{s.}/2$); steel brand; the initial level of the mechanical properties of rolled steel; the value of the angle of coverage of the bending roller; value of the ratio of the radius of the roller $R_{r.}$ to half the height of the strip $h_{s.}/2$ [9].

The magnitude of the counter-tension force in front of the first roller as the main energy-force parameter of the process of changing sign deformation of the strip through the DBT determines (equal to) the force of cold deformation (pulling) of the strip through this device and the power of the drive motor of the traction device, the amount of the maximum possible deformation during the first transition, the stability of the cold deformation process and other parameters. When working with a large back tension, frequent breaks in the rolling stock are possible, which are associated with an increase in the values of stresses that stretch the surface layers of the strip throughout the center of deformation. In turn, the magnitude of the force of pulling the strip through the rollers of the DBT is determined by the radius of the rollers $R_{r.}$, the value of the yield strength of the material of the strip σ_{T0}, by the number of rollers n, half the height of the strip $h_{s.}/2$, value of the distance between the axes of the rollers L_i.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

The main influence on the size of the angle of coverage of the pressure roller by the strip γ gives the radius of the rollers R_r., the distance between the axes of the rollers L_i and the amount of movement of the axis of the pressure roller DBT vertically ΔT.

The purpose of analytical research is to establish the dependence of the influence of the technological parameters of the drawing process in a roller drawing machine combined with the pulling of strips through the DBT on the change of the energy-force parameters of the process based on the developed mathematical model.

Materials and Methods. As a mathematical apparatus for conducting analytical studies, we used the developed model for determining the energy-force parameters (EFP) of the drawing process in a roller drawing machine combined with the pulling of strips through the DBT. The main provisions of the mathematical model are outlined in the works [10, 11].

Analytical studies of the influence of the technological parameters of the DBT on the change in the angle of rounding of the roller by the strip (γ,) and the length of contact between the strip and the roller (l, mm) were carried out for the case of deformation of the initial workpiece of round cross-section with a diameter of 5.90 mm from low-carbon steel of the St.08 brand in a double-roll roller die with smooth rolls, combined with DBT in the conditions of the laboratory base of the pressure metal processing department of the Iron and Steel Institute (ISI) of the Z.I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine. The radius of the rollers die was R=72.5 mm. Half the height of the strip after the transition from the roller die to the DBT was equal to $h_1/2$=2.60 mm. The scheme of the deformation of the original round workpiece in the smooth rolls of the roller die is shown in fig. 1. DBT parameters: radius of DBT rollers R_r.=18 mm; radius of the trunnion of the DBT rollers R_{tr}.=5 mm; coefficient of friction in DBT f = 0.01.

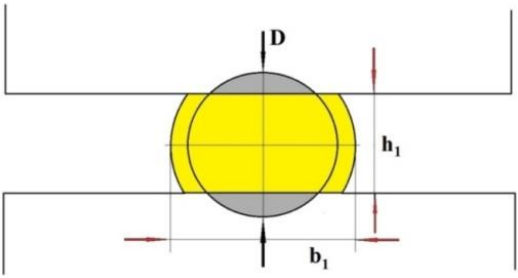


Figure 1 – Scheme of deformation of the original round workpiece in a roller die during analytical studies

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

The initial distance between the axes of the L_i DBT rollers was changed every 5 mm from 35 to 70 mm with a constant value of the vertical movement of the axis of the DBT pressure roller ΔT, mm. In the experiments, the amount of movement of the axis of the pressure roller DBT along the vertical ΔT in 1 mm was also changed from 2 to 8 mm with a constant value of the distance between the axes of the rollers L_i, mm.

Results and Discussions. The magnitude of the counter-tension force in front of the first roller as the main energy-force parameters of the process of changing sign deformation of the strip through the Device for Bending with Tension (DBT) determines (equal to) the force of cold deformation (pulling) of the strip through this device and the power of the drive motor of the traction device, the amount of the maximum possible deformation during the first pass, the stability of the cold deformation process and other parameters. When working with a large back tension, frequent breaks in the rolling stock are possible, which are associated with an increase in the values of stresses that stretch the surface layers of the strip throughout the center of deformation. In turn, the magnitude of the pulling force the strip through the rollers of the DBT is determined by the radius of the rollers $R_{r.}$, the value of the yield strength of the material of the blank σ_{T0}, by the number of rollers n, the height of the strip h_s, (in our case, half the height of the strip $h_s/2$) and the value of the distance between the axes of the rollers L_i.

The main influence on the angle of rounding of the pressure roller by the strip γ is provided by the radius of the rollers R_r., the distance between the axes of the rollers L_i, and the amount of movement of the axis of the pressure roller DBT vertically ΔT.

The results of calculation of the influence of the technological parameters of the DBT: the distance between the axes of the rollers L_i and the values of the displacement of the axis of the pressure roller of the DBT vertically ΔT on the change in the angle of coverage of the roller by the strip γ and the length of contact between the strip and the roller l_k given in the table 1, 2, respectively, and their summary is presented in fig. 2.

From the analysis of the results of table 1 and 2 and fig. 2 it is established that at a constant value of the distance between the axes of the rollers L_i with an increase in the amount of movement of the axis of the pressure roller DBT vertically ΔT, the values of the angle of rounding of the roller by the strip γ and the length of contact between the strip and the roller l_k increase. It was determined that at a constant amount of movement of the axis of the pressure roller DBT vertically ΔT an increase in the values of the distance between the axes of the rollers L_i, on the contrary, the values of the

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

angle of rounding of the roller by the strip γ and the length of contact between the strip and the roller l_k decrease.

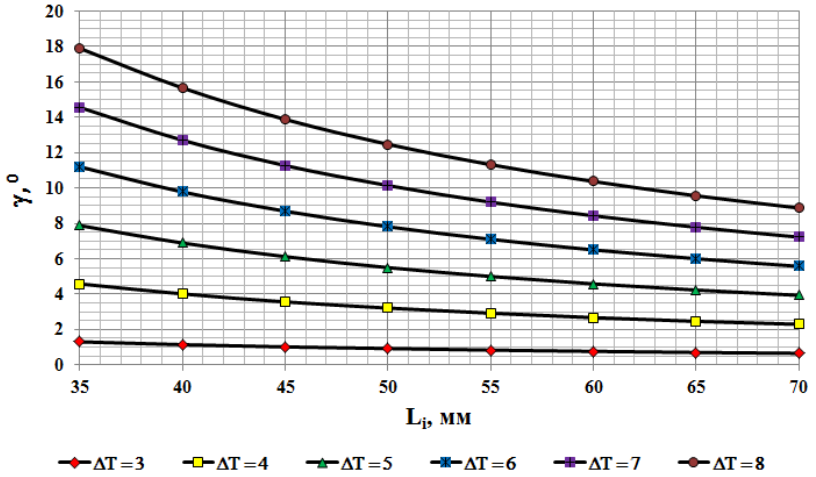


Figure 2 – Influence of parameters L_i and ΔT on the angle of rounding of the roller by the strip: R_r. = 18 mm; $R_{tr.}$ = 5.0 mm; $h_s/2$=2.6 mm

Table 1 – The value of the angle of coverage of the roller by the strip γ from the distance between the axes of the rollers L_i and the movement of the axis of the pressure roller DBT vertically ΔT

Indicators of technological parameters						
The distance between the axes of the rollers, L_i, mm	Vertical movement of the DBT pressure roller axis, ΔT, mm					
	ΔT=3	ΔT=4	ΔT=5	ΔT=6	ΔT=7	ΔT=8
	The angle of coverage of the roller by the strip γ, ^{0}					
35	1.3	4.58	7.88	11.2	14.56	17.90
40	1.14	4.01	6.89	9.78	12.70	15.66
45	1.01	3.56	6.12	8.69	11.27	13.88
50	0.92	3.21	5.50	7.81	10.14	12.47
55	0.83	2.92	5.00	7.10	9.20	11.32
60	0.76	2.67	4.58	6.50	8.43	10.37
65	0.70	2.46	4.23	6.00	7.78	9.56
70	0.65	2.29	3.93	5.57	7.22	8.87

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Table 2 – The value of the contact length of the staff with the roller $l_{k.}$ from the value of the distance between the axes of the rollers L_i and the displacement values of the axis of the pressure roller DBT vertically ΔT

Indicators of technological parameters						
The distance between the axes of the rollers, L_i, mm	Vertical movement of the DBT pressure roller axis, ΔT, mm					
	ΔT=3	ΔT=4	ΔT=5	ΔT=6	ΔT=7	ΔT=8
	The contact length of the staff with the roller $l_{к.}$, mm					
35	1.078	3.94	7.04	10.04	14.03	17.94
40	0.94	3.44	6.15	9.08	12.24	15.63
45	0.83	3.06	5.47	8.07	10.86	13.86
50	0.75	2.75	4.92	7.25	9.76	12.45
55	0.68	2.50	4.47	6.59	8.87	11.30
60	0.63	2.29	4.10	6.04	8.12	10.35
65	0.58	2.12	3.78	5.57	7.49	9.54
70	0.53	1.96	3.51	5.17	6.95	8.86

Knowing the amount of effort that must be applied to the front end of the strip to pull it through the rollers of the DBT allows you to qualitatively take into account the effect of the amount of back tension during the first crimping. The work [12, 13] is known, which describes the method of calculating these forces. However, calculations based on the above formulas showed that for roller DBT with adjustable bending of profiles of circular sections between the rollers, they will be valid only for small elastic deformations with a small curvature of the bend, for example, for straightening long pipes on rollers, when $(\rho+r)/r \geq 10^3$, where ρ is the bending radius of the product and r is product radius [5, 14]. Analysis of the formulas and calculation results showed that the formulas in work [12] provide an underestimate of the drawing process force, because they do not take into account the part of the work that is required for additional bending of the metal layer when changing the angle of coverage of the pressure roller by the strip γ and, accordingly, reduce the amount of work that is required for drawing process the strip through the DBT rollers. Therefore, taking into account the results of work [5, 14], the results of the calculation of the value of the normal component force acting on the pin of the roller F_i were additionally analyzed and compared with the calculated value of the drawing process force P_i through the DBT.

Analysis of changes in the pulling force of strip of the $P_{pull.}$ and the normal component of the force F_n acting on the trunnions of the DBT rollers was performed from the number of rollers n involved in the deformation process in the DBT. The number of rollers n, which were involved in the deformation process in the DBT, varied in steps of 1 piece

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

from 1 to 7 pieces.

In the table 3 shows the results of these calculations, and fig. 3 shows the dependence of the drawing process force of the strip and the normal component of the force acting on the trunnions of the DBT rollers on the number of rollers that are involved in the deformation process in the DBT.

Table 3 – The value of the pulling force of the strip and the normal component of the force acting on the trunnions of the rollers from the number of rollers of the DBT

Number of rollers, *n*, pieces	The normal component of the force acting on the trunnions of the DBT rollers, $F_{n.}$, N	The force of the pulling the strip through the DBT, $P_{pull.}$, N	$\frac{F_{n.}-P_{pull.}}{F_{n.}} \times 100\%$, %
1	4212	2884	31.5
2	7216	4406	38.9
3	10237	5937	42.0
4	13276	7477	43.7
5	16331	9025	44.7
6	19403	10582	45.5
7	22493	12147	46.0

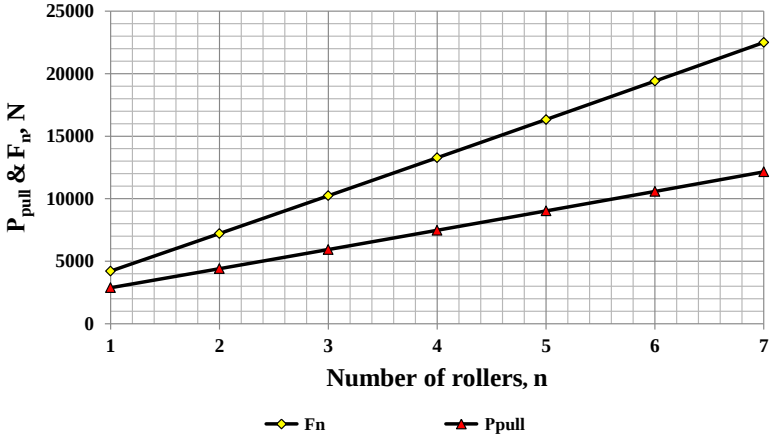


Figure 3 – Dependence of the pulling force and the normal component of the force acting on the trunnion on the number of DBT rollers: σ_{T0} = 572 N/mm^2; $R_{r.}$ = 18 mm; $R_{tr.}$ = 5.0 mm; $h_{s./2}$=2.6 mm; L_i = 35 mm; Δt = 4.0 mm; f = 0.01

From the data in the table 3 and fig. 3 it is established that with an increase in the number of involved rollers, the DBT leads to an increase in

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

both the pulling force the strip and the normal component of the force acting on the trunnion of the rollers of the DBT. At the same time, with an increase in the number of DBT rollers, the value of the normal component of the force $F_{n.}$ increases more intensively than the increase in the values of the pulling force of the $P_{pull.}$ strip, which is illustrated in fig. 3 and the values of table 3 ($\frac{F_{n.}-P_{pull.}}{F_{n.}} \times 100\%$). These dependencies absolutely clearly reflect the logic of the mechanism of the pulling the strip through the DBT.

The normal component of the force acting on the pin of the roller F_i according to the work [4] is 20-40 % greater than of the pulling force P_i through the DBT. Therefore, the radius of the trunnion and roller bearings must be determined taking into account the value of the normal component of the force acting on the trunnion, and not by the magnitude of the pulling force.

The results of calculations of the amount of the pulling force through the DBT from the height of the strip (½ the height of the strip $h_s/2$), which is drawn and the radius of the rollers R_r of the DBT are given in the table 4 and fig. 4.

Table 4 – The value of the pulling force through the DBT depends on the height of the pulling strip and the radius of the rollers of the DBT

R_r, mm	½ the height of the strip, $h_s/2$, mm											
	$h_s/2$ = 2.5 mm			$h_s/2$ = 2 mm			$h_s/2$ = 1.5 mm			$h_s/2$ = 1 mm		
	$P_{draw.}$, N	$\frac{R_r}{h_s/2}$	1	$P_{draw.}$, N	$\frac{R_r}{h_s/2}$	1	$P_{draw.}$, N	$\frac{R_r}{h_s/2}$	1	$P_{draw.}$, N	$\frac{R_r}{h_s/2}$	1
20	9958	8	5.56	5872	10	2.91	3317	13.3	1.26	1965	20	0.38
30	7304	12	3.85	4457	15	2.00	2694	20	0.86	1770	30	0.26
40	5904	16	2.94	3720	20	1.52	2373	26.6	0.65	1671	40	0.20
50	5039	20	2.38	3267	25	1.23	2178	33.3	0.52	1611	50	0.16
60	4452	24	2.00	2960	30	1.03	2046	40	0.44	1571	60	0.13
70	4026	28	1.72	2739	35	0.89	1951	46.6	0.38	1543	70	0.11
80	3704	32	1.52	2572	40	0.78	1879	53.3	0.33	1521	80	0.10

From the analysis of the data in the table 4 it is determined that the value of the pulling force $P_{pull.}$ depends inversely proportionally on the value of the radius of the DBT rollers R_r and directly proportionally on the value of the height of the strip $h_s/2$. With an increase in the radius of the DBT rollers, the value of the pulling force $P_{pull.}$ decreases with a constant value of the height of the strip. At a constant radius of the DBT rollers, the value of the pulling force $P_{pull.}$ decreases with a decrease in the height of the strip. At the same time, if you use a strip of minimum height, for example $h_s/2$=1 mm or $h_s/2$=1.5 mm, then the value of the pulling force depends

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

little on the value of the radius of the DBT rollers in comparison with a strip with a height of $h_{s.}/2$ =2 mm or $h_{s.}/2$ =2.5 mm (table 4 and fig. 4). The rate of reduction in the force of pulling strip with a height of $h_{s.}/2$=2 mm or $h_{s.}/2$=2.5 mm due to DBT is much greater than when pulling strip with a height of $h_{s.}/2$=1 mm or $h_{s.}/2$=1.5 mm, which is explained by the influence of the scale factor of the original strip. From the data in the table 4 and the dependencies shown in fig. 4, it is established that the strongest influence of the height of the extending strip and the radius of the rollers on the pulling force is observed in the range of the ratio $R_{r.}/h_{s.}/2 \leq 10$.

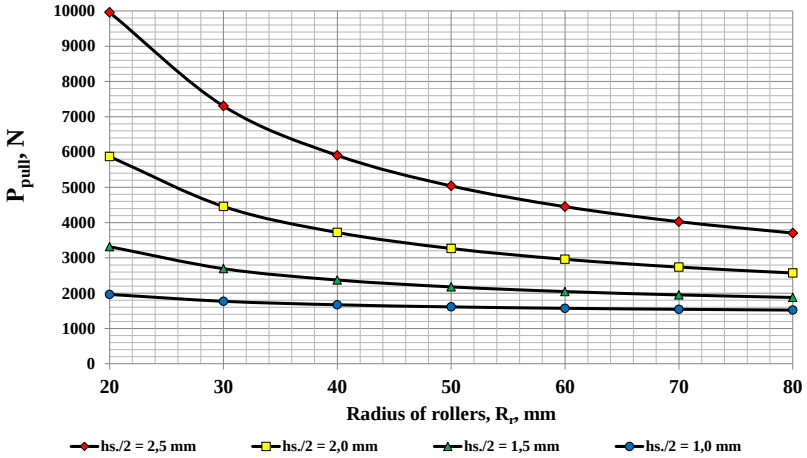


Figure 4 – The influence of the height of the strip and the radius of the rollers on the pulling force through the DBT: σ_{T0}= 572 N/mm^2; $R_{tr.}$ = 5.0 mm; L = 2$R_{r.}$+10 mm; Δt= 4.0 mm; n = 7; f = 0.01

Analysis of the change in the pulling force of the strip through the DBT and the normal component force F_n. acting on the pins of the rollers of the DBT depending on the degree of preliminary deformation in the roller drag and the number of rollers that were involved in the deformation process in the DBT was carried out. In the table 5 shows the results of these calculations, and Fig. 5 shows the dependence of the force of pulling the strip on the degree of preliminary deformation in the roller mill and the number of rollers involved in the deformation process in the DBT.

From the analysis of the data in the table 5 and fig. 5 it is determined that the magnitude of the pulling force of the strip through the DBT $P_{pull.}$ and the normal component of the force acting on the pins of the rollers F_n increases with an increase in the number of rollers n involved in the DBT and with a constant value of the degree of preliminary deformation ε.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Table 5 – The value of the pulling force of the strip and the normal component of the force acting on the roller trunnions from the number of DBT rollers and the amount of the degree of preliminary deformation in the roller portage

Number of rollers, *n*, pieces	Indicators of technological parameters					
	The degree of preliminary deformation of the strip in of the roller die, %					
	ε = 10 %		ε = 20 %		ε = 30 %	
	The normal component of the force acting on the trunnions of the DBT rollers, F_n, N	The force on the pulling of the strip through the DBT, $P_{pull.}$, N	The normal component of the force acting on the trunnions of the DBT rollers, F_n, N	The force on the pulling of the strip through the DBT, $P_{pull.}$, N	The normal component of the force acting on the trunnions of the DBT rollers, F_n, N	The force on the pulling of the strip through the DBT, $P_{pull.}$, N
1	4212	2884	5177	3946	1526	5997
2	7216	4406	6990	5143	1692	6850
3	10237	5937	8817	6346	1863	7703
4	13276	7477	10654	7554	2039	8557
5	16331	9025	12501	8767	2218	9411
6	19403	10582	14357	9985	2400	10266
7	22493	12147	16221	11208	2584	11121

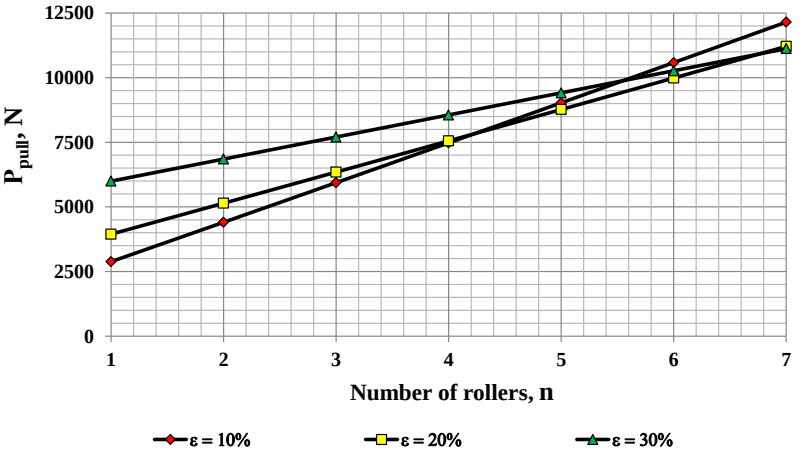


Figure 5 – The influence of preliminary crimping of the strip in the roller die on the force conditions

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Conclusions

On the basis of the revealed regularities, the dependences of the energy-force parameters of the process of drawing in a roller die, combined with the pulling of strip through the DBT, on the influence of the main technological parameters were obtained.

In particular, the following new regularities of the combined processes of drawing in roller die and pulling through DBT were obtained:

- an increase in the distance between of the axes rollers of the DBT at a constant value of the movement of the axis of the pressure roller of the DBT in the vertical direction leads to a decrease in the angle of coverage of the roller by the strip;
- it has been established that at a constant distance between the axes of the DBT rollers, when the amount of movement of the axis of the DBT pressure roller increases vertically, on the contrary, the values of the angle of coverage of the roller by the strip increase;
- an increase in the number the rollers of DBR leads to an increase in both the pulling force of the strip and the normal component of the force acting on the trunnion of the rollers of the DBT;
- the value of the pulling force depends inversely proportionally on the value of the radius the rollers of the DBT and directly proportionally on the value of the height of the strip;
- it was determined that the most significant influence of the height of the stretched strip and the radius the rollers of the DBT on the pulling force occurs in the range of relations $R/h \leq 10$;
- an increase in the total degree of preliminary deformation in the roller die and sign-changing deformation in the DBT of the strip leads to an increase in the value of the pulling force.

References

1. Gulko, V. I., Voitsekhovsky, V. A., & Grigoriev, A. K. (1989). *Production of profiles and wire in roller dies*. Udmurtia

2. Krasavin, B. N., Boyarshinov, M. I., & Polyakov, M. G. (1971). Ispol'zovaniye rolikovykh volok za rubezhom [Use of roller dies abroad]. *Hardware production*, 2, 11-16

3. Vydrin, A. V., Stern, A. A., Popov, Yu. N., & Barichko, B. V. (2004). Increasing the efficiency of drawing processes in roller dies. *Proceedings of the Fifth Congress of Rolling*. Chermetingzhiring

4. Khramkov, V. E., Stern, A. A., & Yakovleva K. Yu. (2015). On the issue of designing roller dies with offset pairs of rollers. *Vestnik SUSU*, 15(4), 128-134

5. Bitkov, V. V. (2004). *Technology and machines for wire production*. UrO RAN

6. Slavin, V. S., Norets, A. I., & Smushkevich, L. E. (2013). *Effective technologies for the production of high-precision fashioned profiles*. Prague

7. Razdobreev, V. G., Klyuchnikov, K. Yu., Leshchenko, O. I., & Palamar, D. G. (2022). Study of the influence of sign-changing bending of the strip on the

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

change of deformation parameters and mechanical properties of metal. *"Casting. Metallurgy. 2022": Materials of the XVIII International Scientific and Practical Conference*, 220-223

8. Razdobreev, V. G., Kluychnikov, K. Yu., Leschenko, A. I., Palamar, D. G., & Vorobei, S. O. (2023). Production Efficiency of Ribbon-Type Sections by the Drawing Method in Doubled-Roll Roller Dies. *Sci. innov*., 19(6), 40-50

9. Razdobreev, V. G., Klyuchnikov, K. Yu., Leshchenko, O. I., & Palamar, D. G. (2023). Study of the influence of the main technological parameters of the drawing process in double roller drawing on the dynamic characteristics of the process. *"Casting. Metallurgy. 2023": Materials of the XIX International Scientific and Practical Conference*, 376-379

10. Razdobreev, V. G., Klyuchnikov, K. Yu., Leshchenko, O. I., & Palamar, D. G. (2023). Mathematical modeling of the process of obtaining tape-type profiles from a round blank. *"PROBLEMS OF MATHEMATICAL MODELING": Materials of the All-Ukrainian scientific and methodological conference*, 55-57

11. Razdobreev, V. G. Prikhodko, I. Yu., Kluychnikov, K. Yu., Palamar, D. G., & Leshchenko, A. I. (2023). The choice of the method of determining the energy parameters of the process of drawing the staffs through the bending-stretching device. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 358-373

12. Tarnavsky, A. L. (1965). Power conditions for drawing using roller scale breakers. *Steel*, 2, 182-184

13. Zalazinsky, A. G. & Bitkov V. V. (1995). Calculation of the force of pulling wire rod through the descaling rollers. *Steel*, 8, 54-56

14. Kokovikhin, Yu. I. (1995). *Tekhnologiya staleprovolochnogo proizvodstva*. Tekhnika

В. Г. Раздобрєєв[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-7402-7992
К. Ю. Ключніков[1], м.н.с., ORCID 0000- 0003-2465-3244
Д. Г. Паламар[1], м.н.с., ORCID 0000-0002-9503-3248
О. І. Лещенко[1], м.н.с., ORCID 0000- 0003-1877-8358
О. П. Іванов[1], к.т.н., доц., вед. інж., ORCID 0000-0003-1259-6377

[1] *Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України*

АНАЛІТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ ПРОТЯЖКИ ШТАБИ ЧЕРЕЗ ЗГИНО-РОЗТЯГУВАЛЬНИЙ ПРИСТРІЙ НА ЗМІНУ ЕНЕРГОСИЛОВИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ

Анотація. Сучасний розвиток техніки неможливо представити без використання металовиробів, у тому числі, виробів з дроту, до яких пред'являють високі вимоги по різноманіттю й якості, а до процесів виробництва, наприклад, дроту фасонного перерізу – гнучкості технології, високої ефективності і економічності, безпеки праці і автоматизації. Одним з них є процес волочіння металу у роликових волоках, який поєднав в собі особливості двох методів обробки металів тиском – прокатки і волочіння. Основним робочим інструментом при застосуванні процесу волочіння в роликових волоках є роликова волока з непривідними робочими роликами.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Основний недолік способу волочіння в роликових волоках – наявність тягового зусилля. Розтягуючи напруження у сукупності зі зниженням пластичності металу в процесі волочіння, можуть привести до руйнування прокату. Це обмежує сортамент профілів, сумарне обтиснення за один перехід. Підвищити пластичність металу можливо двома способами – термічним і механічним. Термічний спосіб, який широко застосовується в промисловості, потребує значних витрат енергії. У той же час попередні дослідження, які були проведені в тому числі в ІЧМ НАНУ, показали, що підвищити пластичність металу можливо способом знакозмінного деформування профілів, застосував для цього, наприклад, обладнання для рихтування профілів або окалинозламувача. Метою аналітичних досліджень є встановлення залежностей впливу технологічних параметрів процесу волочіння в роликовій волоці поєднаного з протягуванням штаби через згино-розтягувальний пристрій (ЗРП) на зміну енергосилових параметрів процесу на основі розробленої математичної моделі. Аналітичні дослідження впливу технологічних параметрів ЗРП проводилися для випадку деформування вихідної заготовки круглого перерізу діаметром 5,90 мм з низьковуглецевої сталі марки Ст.08А в двовалковій роликовій волоці з гладкими валками, поєднаного зі ЗРП в умовах лабораторної бази відділу обробки металів тиском ІЧМ НАНУ. На підставі виявлених закономірностей отримано залежності енергосилових параметрів процесу волочіння в роликовій волоці, поєднаного з протягуванням штаби через ЗРП від впливу основних технологічних параметрів. Встановлено, що збільшення відстані між осями роликів ЗРП при постійній величині переміщення осі натискного ролика ЗРП по вертикалі призводить до зниження величини кута охоплення ролика штабою. Визначено, що при постійному значенні відстані між осями роликів ЗРП при збільшенні величини переміщення осі натискного ролика ЗРП по вертикалі, навпаки, збільшуються значення кута охоплення ролика штабою. Показано, що збільшення кількості роликів ЗРП призводить до збільшення, як сили протягування штаби, так і нормальної складової сили, що діє на цапфи роликів ЗРП. Визначено, що найбільш вагомий вплив висоти штаби, що протягується і радіуса роликів ЗРП на силу протягання відбувається в діапазоні відносини $R/h \leq 10$. Встановлено, що збільшення сумарного ступеня попередньої деформації в роликовій волоці та знакозмінної деформації в ЗРП штаби призводить до підвищення величини сили протягування.

Ключові слова: знакозмінна деформація з розтягуванням, профілі стрічкового типу, механічні властивості, згино-розтягувальний роликовий пристрій, роликова волока, зусилля при протягуванні, штаба.

Посилання для цитування: Аналітичні дослідження впливу технологічних параметрів процесу протяжки штаби через згино-розтягувальний пристрій на зміну енергосилових параметрів процесу / В. Г. Раздобрєєв, К. Ю. Ключніков, Д. Г. Паламар, О. І. Лещенко, О. П. Іванов // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 455-468. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-455-468

Стаття надійшла до редакції збірника 11.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-469-481

УДК 621.771.237

А. З. Ціколія[1,2], аспірант
М. В. Никитюк[1], начальник відділу інжинірингу
Д. О. Кононов[2], к.т.н., доц., ORCID 0000-0001-9505-5298

[1] *Primetals Technologies Ukraine LLC*
[2] *Український державний університет науки і технологій*

ЗАСТОСУВАННЯ ПРОМІЖНОГО ПЕРЕМОТУВАЛЬНОГО ПРИСТРОЮ «COILBOX» ДЛЯ ЗНИЖЕННЯ ВИТРАТ ЕНЕРГІЇ ТА ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИРОБНИЦТВА ПРОКАТУ В БЕЗПЕРЕРВНИХ ЛИСТОВИХ СТАНАХ

Анотація. У даній роботі досліджується ефективність застосування проміжного перемотувального пристрою CoilBox, який відіграє ключову роль у збереженні теплових властивостей прокатки металу. Технологія CoilBox, розроблена компанією Stelco Incorporated в 1969 році, передбачає змотування гарячої стрічки на високих швидкостях і подальше розмотування перед чистовою групою клітей. Це дозволяє зменшити втрати тепла через випромінювання та зберегти рівномірний температурний режим протягом всього процесу прокатки. Протягом розробки та вдосконалення CoilBox, були проведені численні випробування, які підтвердили його переваги в порівнянні з традиційними системами прокатки. Перші прототипи були перевірені на гарячих прокатних станах Hilton Works у Гамільтоні (1972-1973 роки) та Westernport в Австралії (1979 рік). Після успішного комісійного впровадження в 1982 році на гарячому прокатному стані Bochum, технологія CoilBox набула широкого розповсюдження, і до 1978 року було встановлено 50 таких установок по всьому світу. Використання CoilBox має значний вплив на підвищення ефективності прокатного процесу. Аналіз показує зменшення споживаної потужності, а також зменшення середньої величини моменту на аналогічну величину. Це забезпечує зменшення варіації температури по довжині полоси, що веде до зниження різниці в товщині готового продукту. Стабільність процесу прокатки також підтверджується зниженням середньоквадратичного відхилення моменту в більшості кліток. CoilBox не тільки підвищує ефективність виробництва, але й відповідає принципам сталого розвитку. Зниження енергетичних витрат та зменшення викидів CO_2 сприяють екологічній стійкості виробничих процесів. Технологія CoilBox дозволяє розширити асортимент продукції, збільшити частку гарячекатаних рулонів та зменшити витрати на енергію, що робить її важливим інструментом для покращення якості продукції та зниження екологічного впливу виробництв.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ключові слова: збереження тепла, проміжний перемотувальний пристрій, CoilBox, розкат, ефективність виробництва, температурний клин зниження витрат енергії.

Посилання для цитування: Ціколія А. З., Никитюк М. В., Кононов Д. О. Застосування проміжного перемотувального пристрою «CoilBox» для зниження витрат енергії та підвищення ефективності виробництва прокату в безперервних листових станах. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 469-481. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-469-481

Вступ

У сучасному виробництві сталевого прокату на штабових станах однією з головних проблем є підвищення якості кінцевої продукції та зниження витрат енергії у виробничому процесі. Недостатнє утримання тепла може негативно вплинути на механічні властивості розкату, що ставить під загрозу якість та конкурентоспроможність продукції.

Вирішення цієї задачі передбачає вдосконалення технологій, які забезпечують рівномірне утримання тепла під час процесу розкату.

Традиційні методи покращення технологій та устаткування широкополосних станів спрямовані на підвищення механічних властивостей та розмірів готового продукту, зниження витрат матеріалу та енергії. Одним із способів покращення якості продукції є збереження теплових властивостей металу.

У даному контексті важливо дослідження та впровадження інноваційних технологій, спрямованих на зменшення втрат тепла на проміжних рольгангах широкополосних станів. Такі заходи дозволять ефективніше використовувати енергоресурси, підвищити продуктивність виробництва та забезпечити стале виробника конкурентоспроможність на ринку. Компанія «Primetals Technologies Ukraine LLC» [1] є розробником сучастного обладнання для штабових прокатних станів, тому вирішення цієї проблеми є актуальною задачею.

Таким устаткуванням можуть бути теплозберігаючі панелі, панелі з підігрівом, установки «CoilBox», або їх сумісна комбінація.

Метою роботи є дослідження ефективності застосування проміжного перемотувального пристрою «CoilBox» для збереження тепла під час прокатки розкату, підвищення якості кінцевої продукції та зниження витрат енергії у виробничому процесі. У роботі розглядаються конструктивні особливості та переваги технології, а також її вплив на ефективність виробництва і стабільність механічних властивостей металу.

Історія розвитку пристрою «CoilBox» [2]

Розробка пристрою «CoilBox» розпочалася в 1969 році компанією

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Stelco Incorporated, яка ставила перед собою мету зменшити загальну довжину прокатного заводу, потужність основного приводу та швидкість прокатки в порівнянні з традиційними установками. Перше випробування прототипу «CoilBox» було проведено на гарячому прокатному стані Hilton Works у Гамільтоні в 1972-1973 роках.

У ранньому 1974 році було продовжено випробування з удосконаленим обладнанням, яке дозволяло одночасне виконання намотування та розмотування стрічки. Цей тривалий період тестування підтвердив доцільність і переваги «CoilBox» для процесу прокатки, включаючи його здатність уникнути затримки, сприяти збереженню тепла та забезпечувати однорідну температуру матеріалу.

Оскільки запуск нового заводу Stelco на озері Ер'є затримався, перше комісійне використання «CoilBox» відбулося на новому гарячому прокатному стані Westernport в Австралії в 1979 році. Пізніше, в 1982 році, пристрій «CoilBox» був впроваджений на гарячому прокатному стані Bochum.

З 1978 року загалом було впроваджено 50 установок «CoilBox» на гарячих прокатних станах по всьому світу. Цей пристрій продемонстрував свою важливість у сучасних технологіях гарячої прокатки, завдяки своїм перевагам у підвищенні ефективності та якості продукції.

Пристрій «CoilBox» був спочатку розроблений компаніями Stelco та її підрозділом Steltech, а пізніше його подальшим вдосконаленням займалася компанія Primetals Technologies[1]. Завдяки цим удосконаленням пристрій продовжує грати важливу роль у сучасних технологіях гарячої прокатки, забезпечуючи підвищену ефективність і якість продукції.

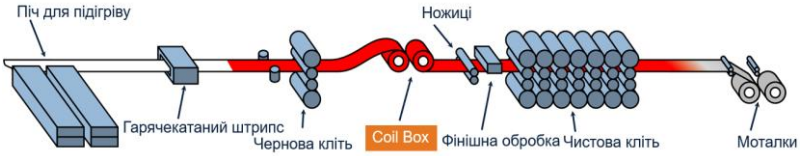


Рисунок 1 - Технологія з використанням пристрою «Coilbox»

Ефективність застосування проміжного перемотувального пристрою «CoilBox»

Проміжний перемотувальний пристрій (ППП) застосовують для розширення сортаменту, збільшення частки гарячекатаних рулонів і підвищення продуктивності стану, звуження температурного клину розкату.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



Рисунок 1 - Загальний вигляд проміжного перемотувального пристрою [2]

Представляє із себе проміжний процес, метою якого є змотування розкату на високій швидкості при виході із чорнової групи клітей із подальшим розмотуванням металу на більш низькій швидкості та подачею його в чистову групу клітей. Процес змотування скорочує площу поверхні тепловипромінювання розкату. В результаті розкат після розмотування має фактично таку ж температуру, що й під час змотування, що в свою чергу дозволяє вести прокатку в чистових клітях з постійною швидкістю. Крім того, він може бути обладнаний системами регулювання температури, що дозволяють утримувати оптимальні умови для обробки матеріалу [6].

Технологія «CoilBox» дозволяє скоротити затрати електроенергії при прокатці матеріалу в чистовій групі клітей, забезпечує високу однорідність металургійних властивостей по довжині кінцевого продукту та дозволяє розширити асортимент продукції, що прокатується на стані. На додаток до цього, змотування розкату може бути розпочато, коли розкат все ще знаходиться в чорновій групі, таким чином, це дає змогу обробляти більш довгі розкати.

Конструктивні особливості проміжного перемотувального пристрою «CoilBox»

Проміжне перемотувальне пристрій виконує проміжний процес на стані гарячої прокатки, при якому розкат із гарячого металу змотують на великій швидкості з чорнової групи клітей і повільно розмотують у чистовій групі клітей. Головна частина розкату надходить у проміжний перемотувальний пристрій і спрямовується в зону змотування, де гнучкі ролики тягнуть його та надають йому вигнуту вниз кривизну, утворюючи першу петлю рулону і потім сприяючи формуванню навколо петлі додаткових витків рулону. Формувальний рулонний барабан і пара приводних роликів люльки підтримують і вміщують у себе зростаючий рулон [8, 10].

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Розмотування починається тоді, коли ролики люльки змінюють напрямок обертання рулону на протилежне, і відокремлюваний пристрій примусово відокремлює найбільш зовнішній виток рулону, щоб подати нову головну частину в зону входу обрізних ножиць, а потім у чистову групу клітей. Розмотування може включати активне та/або пасивне перенесення рулону із зони змотування, через проміжну ділянку розмотування і перенесення, на ділянку завершального розмотування.

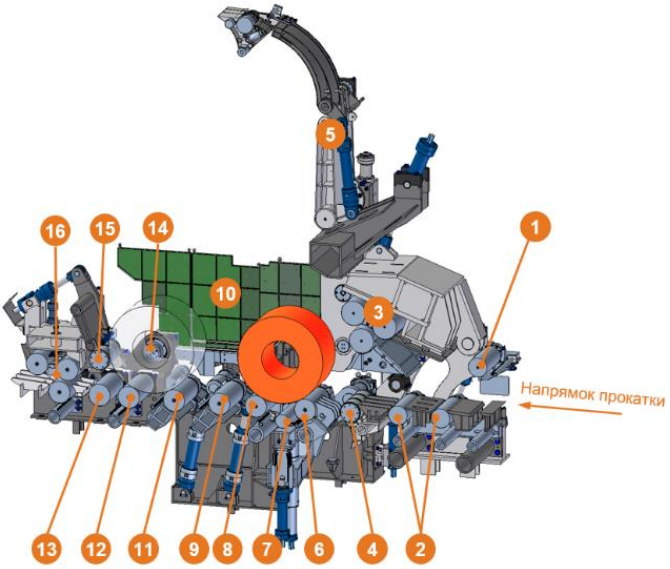


Рисунок 3 - Основні компоненти пристрою «CoilBox»:
1 - направляючий ролик; 2 - вхідні ролики; 3 - згинальний пристрій; 4 - формувальний ролик; 5- відокремлювальний пристрій; 6 - пересувний ролик 1А; 7 - штовхальний ролик; 8 - пересувний ролик 1В; 9- транспортувальний ролик; 10 - Теплові екрани; 11 - пересувний ролик 2А; 12 - пересувний ролик 2В; 13 - пересувний ролик 3; 14 - стопорний штифт; 15- стопорний ролик; 16- притискний блок.

Застосування проміжного перемотувального пристрою стало революцією у виробництві розкату , оскільки воно забезпечує збереження тепла шляхом накопичення довгого розкату між чорновою та чистовою групами клітей. Процес змотування зменшує площу поверхні, яка може втрачати тепло через випромінювання від розкату. Це призводить до того, що розмотаний розкат має майже таку ж температуру, що й при змотуванні, дозволяючи майже ізотермічну

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

прокатку без збільшення потрібної потужності прокатки. Крім того, змотаний розкат є компактнішим порівняно з плоским розкатом, що дозволяє економити площі та/або підвищити продуктивність стану. На додаток до цих головних переваг, проміжний перемотувальний пристрій також має такі переваги: вирівнювання холодних слідів полозів від печі з крокуючими балками, руйнування окалини, можливість розміщення в ньому підігрітих рулонів та використання його як позиції тимчасової витримки перед чистовою групою клітей.

Пристрій активного переміщення для проміжного перемотувального пристрою «Coil Box»

У попередніх патентах США були описані складні та дорогі конструкції для переміщення рулона гарячого металу без оправок за допомогою підйомних та опускних люльок. Також були запропоновані системи активного переміщення рулона між робочими місцями смотування та розмотування, що мали недоліки через відсутність роликів на певних ділянках переміщення, що призводило до можливих падінь рулона [4].

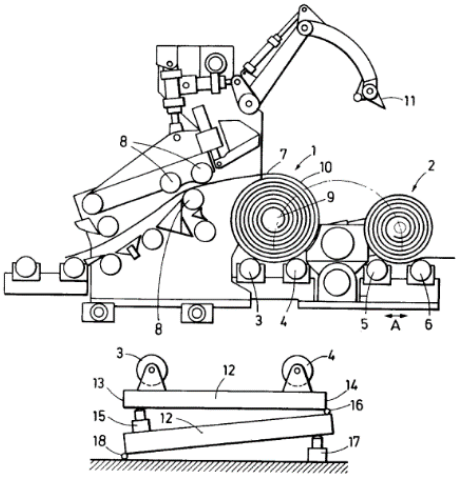


Рисунок 2 - Конструкція для переміщення рулону без оправок

Найбільш вдалою стала конструкція, яка передбачає активне переміщення рулона гарячого металу всередині проміжного перемотувального пристрою. Вона включає одноповоротну люльку з першим нерухомим опорним роликом, поворотною рамою та другим опорним роликом, що може обертатися навколо осі першого ролика. Це дозволяє надійно переміщати рулон через люльку під час прокатки.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

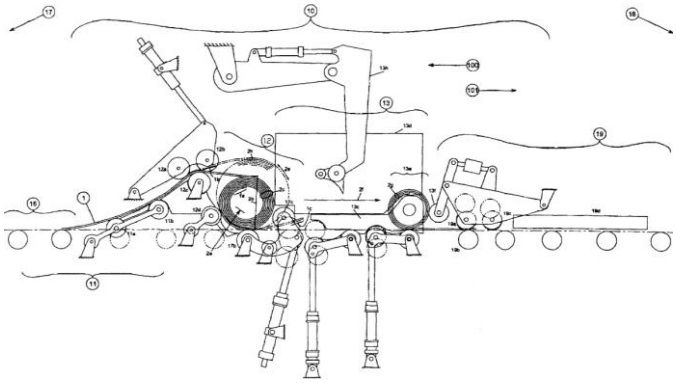


Рисунок 5 - Схематичний вигляд активного переміщення рулону

Проміжний перемотувальний пристрій на лінії гарячої прокатки виконує процес змотування гарячого металу з великою швидкістю з чорнової групи клітей, а потім повільно розмотує його для чистової групи клітей. Метал центрується перед входом в пристрій, де приводні та направляючі ролики надають йому кривизну, створюючи перші витки рулона. У міру зростання рулона, підтримуючі ролики регулюють своє положення для вміщення його діаметра. Розмотування починається, коли ролики змінюють напрямок обертання, а пристрій для відділення подає нову головну частину металу для подальшої прокатки [1].

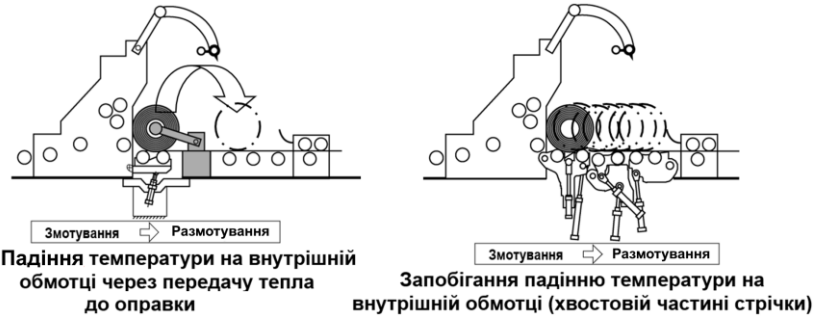


Рисунок 6 - Порівняння між типом оправки (звичайним) і безоправочним типом (вдосконаленим)

Основні тенденції в розповсюдження обладнання. Індустрія 5.0 та «CoilBox» у контексті екологічних трендів

Впровадження Індустрії 5.0, яка орієнтована на інтеграцію людських навичок з передовими технологіями, відкриває нові можливості для

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

розвитку промисловості. «CoilBox» у цьому контексті є прикладом технології, яка дозволяє не тільки підвищити ефективність виробничих процесів, але й зробити їх більш адаптивними та екологічними. Змотування розкату на високій швидкості і подальше його розмотування з мінімальними втратами тепла відповідають принципам сталого розвитку та циркулярної економіки, що є ключовими аспектами Індустрії 5.0.

Технологія «CoilBox» дозволяє значно знизити витрати електроенергії та забезпечує високу однорідність продукції. Крім того, вона сприяє зниженню викидів CO_2, що особливо важливо в контексті глобальних екологічних трендів та зростаючої уваги до зеленої металургії. Проте, як і будь-яка інновація, «CoilBox» має певні недоліки, такі як висока вартість впровадження та зниження продуктивності стану. Незважаючи на це, його використання відкриває нові можливості для підприємств, які прагнуть відповідати сучасним вимогам сталого розвитку.

Таблиця 1 - Відомі поставки "CoilBox" компанією Primetals Technologies Ukraine [1]

Підприємство	Дата запуску	Вага рулону, т	Швидкість намотування, м/хв	Ширина, мм
G-Steel (SSM), Thailand	1999	28	230	1,550
BYH Plant, China	2003	30	300	1,630
POSCO P2H, Korea (revamp)	2006	35,3	300	1,880
LISCO, China	2006	30	270	1,600
Isdemir HSM, Turkey	2008	39	300	2,050
Nakayama Steel Japan (revamp)	2008	26	270	1,600
Jindal Stainless Limited, India	2010	36,3	300	1,650
FH1 Plant, China	2013	30	300	1,630
Metinvest Ilyich, Ukraine	2019	32	300	1,600

Оцінка ефективності проміжного перемотувального пристрою «CoilBox»

Оптимізація процесів прокатки на станах 1680 є важливим завданням для забезпечення стабільної якості продукції та зниження виробничих витрат. Проблема ефективного розподілу крутних моментів у клітях прокатних станів є актуальною для підвищення якості кінцевої продукції та зниження енергозатрат. Дослідження [6], які були

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

проведені на БЗС 1680, дозволило виявити важливі закономірності, що лягли в основу подальшого аналізу.

Загальний вигляд кривих моментів сил пружності та двигунів демонструє значне збільшення моменту в клітях 5 – 9 до кінця прокатки без застосування «CoilBox». Використання «CoilBox» призводить до рівномірного розподілу моменту вздовж полоси, що суттєво покращує стабільність процесу. На початку прокатки без «CoilBox» спостерігається короткий відрізок зі зменшенням моменту, пов'язаний із перехідним процесом, де момент сил пружності та двигуна досягає пікових значень, а потім знижується під впливом натягнення під час захоплення полоси наступною кліттю.

Важливим фактором, який впливає на прокатку без «CoilBox», є температурний клин розкату. Встановлено, що зміна моменту при традиційній схемі прокатки на всіх широкосмугових станах обумовлена саме цим явищем. У дослідженнях було визначено різницю між максимальним і мінімальним значенням моменту для кожної полоси, що залишалася відносно стабільною по всіх клітях, що підтверджує постійність впливу температурного клину [9-11].

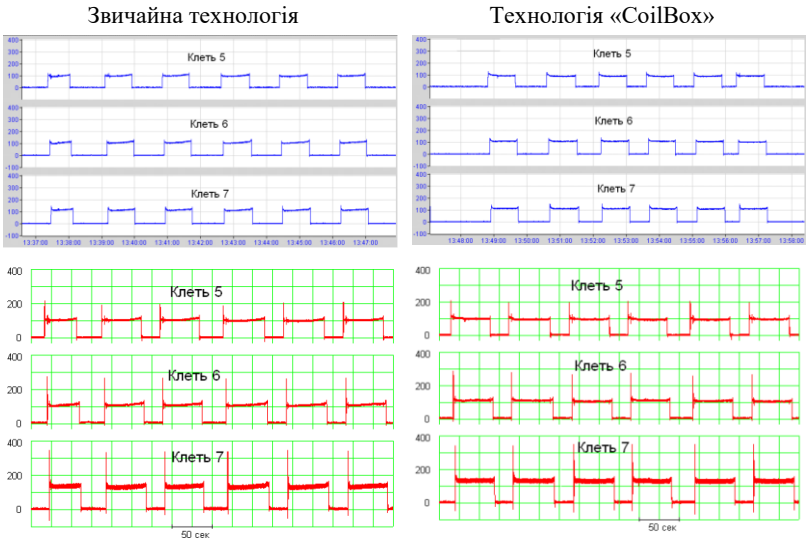


Рисунок 7 - Значення електромагнітного моменту двигуна і моменту сил пружності при прокатки

Порівняння інтегралу моменту сил пружності та двигуна при прокатці полоси з «CoilBox» і без нього показало, що в клітях 5 – 9 споживана потужність прокатки зменшується на 1,2-9% при

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

застосуванні «CoilBox». В середньому це зменшення складає 4%, що свідчить про ефективність використання пристрою. Також спостерігалося зменшення середньої величини моменту на ті ж 4% у клітях 5–9 при прокатці з «CoilBox».

Середньоквадратичне відхилення моменту вздовж полоси при прокатці з «CoilBox» в більшості клітях зменшується на 2-30%, у середньому більш ніж на 10%, що вказує на стабілізацію температури вздовж полоси та вирівнювання локальних «темних плям». Винятком є кліть 9, де середнє відхилення збільшилося на 28%, але при врахуванні наступних п'яти полос цей показник фактично знижується на 2%.

Коефіцієнт варіації моменту також свідчить про більш стабільну прокатку з «CoilBox», зменшуючись на 3-7% залежно від кліті. Рівень динамічних навантажень і коефіцієнт динамічності моменту сил пружності практично не змінюється при використанні «CoilBox», що пояснюється меншим впливом температурних коливань на динамічні навантаження у порівнянні з іншими факторами.

Аналіз рознотовщинності полоси показав, що при прокатці без «CoilBox» на готовій полосі залишається слід від температурного клину у вигляді клину товщини. Використання «CoilBox» робить товщину полоси більш рівномірною по всій довжині, зменшуючи ефект температурного клину і зменшуючи різницю в товщині на 35-40% [9].

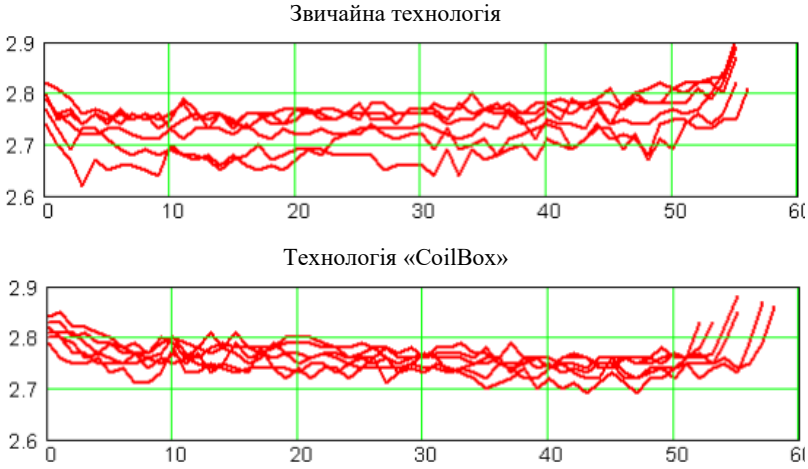


Рисунок 8 - Накладання записів поздовжньої товщини

Таким чином, використання «CoilBox» на станах призводить до суттєвого покращення стабільності прокатки та рівномірності товщини полоси, що в кінцевому підсумку підвищує якість кінцевого продукту.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Висновки

1. Проміжний перемотувальний пристрій «CoilBox» суттєво підвищує ефективність гарячої прокатки завдяки збереженню тепла, що позитивно впливає на механічні властивості металу та якість продукції.
2. Процес змотування розкату на високих швидкостях і подальше розмотування зменшує втрати тепла через випромінювання, що дозволяє отримувати продукцію з більш однорідними властивостями.
3. Використання «CoilBox» також сприяє економії електроенергії, оскільки зменшує зміну температури і стабілізує момент прокатки, що веде до зниження енергозатрат.
4. «CoilBox» відповідає принципам сталого розвитку та циркулярної економіки, сприяючи зниженню викидів CO_2 та підвищенню екологічної стійкості виробничих процесів.

Перелік посилань

1. Веб-сайт компанії Primetals Technologies. URL: https://www.primetals.com
2. Degner M., Thiemann G. Development of coilbox technology at Bochum hot strip mill. Stahl und Eisen. 2002. № 122. С. 45-50.
3. Kramer Photography. "Hot Strip Mill - CoilBox." URL: http://surl.li/pzfmse
4. Устройство активного перемещения для промежуточного перемоточного устройства полосового стана горячей прокатки: пат. 2481909 С2 РФ. № 2010138804/02; заявл. 19.01.2009; опубл. 27.03.2012, Бюл. № 14. 12 с.
5. Освоение технологии горячей прокатки полос на стане 1680 с промежуточным перематывающим устройстве «Коилбокс» / А. Ю. Путноки, О. В. Симененко, С. В. Мацко и др. // Сталь. 2008. №10. С. 39-41.
6. Подобедов Н. И., Веренев В. В., Коренной В. В. Оценка эффективности устройства «Коилбокс» на стане 1680 // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. 2018. Вып. 32. С. 300-308.
7. Ткалич К. Н., Коновалов Ю. В. Точная прокатка тонких полос. М. : Металлургия, 1972.
8. Николаев В. А., Путноки А. Ю. Прокатка широкополосной стали. К. : Освита Украины, 2009. – 268 с.
9. Коновалов Ю. В. Динамика продольной разнотолщинности горячекатаных полос в непрерывной группе клетей широкополосного стана горячей прокатки. Листопрокатное производство. 1975. № 4. С. 54-59.
10. Управление тепловым состоянием тонколистового проката для повышения равномерности распределения механических свойств : монография / В. В. Кухарь, А. Г. Присяжный, Е. Ю. Балалаева и др. Мариуполь : ПГТУ, 2018. 144 с.
11. Повышение точности листового проката / Меерович И. М. и др. М. : Металлургия, 1969

References

1. Web-site of Primetals Technologies. URL: https://www.primetals.com
2. Degner, M. & Thiemann, G. (2002). Development of coilbox technology at

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Bochum hot strip mill. *Stahl und Eisen*, (122), 45-50

3. Kramer Photography. "Hot Strip Mill - CoilBox." URL: http://surl.li/pzfmse

4. MakKkenni, K., Mjurrej, M., Darini, M., & Rabli, D. (2012). Patent 2481909C2 Russian Federation. Strip hot rolling mill intermediate rewinder active drive. Federal service for intellectual property. Bull. No. 14, 12 p

5. Putnoki, A. Iu., Simenenko, O. V., & Matcko, S. V. (2008). Osvoenie tekhnologii goriachei prokatki polos na stane 1680 s promezhutochnym perematyvaiushchim ustroistve «Koilboks». *Stal*, (10), 39-41.

6. Podobedov, N. I., Verenev, V. V., & Korennoi, V. V. (2018). The evaluation of effectiveness of the device "Coilbox" on the mill 1680. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 32, 300-308

7. Tkalich, K. N., & Konovalov, Iu. V. (1972). *Tochnaia prokatka tonkikh polos*. Metallurgiia

8. Nikolaev, V. A., & Putnoki, A. Iu. (2009). *Prokatka shirokopolosnoi stali*. Osvita Ukrainy

9. Konovalov, Iu. V. (1975). Dinamika prodolnoi raznotolshchinnosti goriachekatanykh polos v nepreryvnoi gruppe kletei shirokopolosnogo stana goriachei prokatki. *Listoprokatnoe proizvodstvo*, (14), 54-59

10. Kukhar, V. V., Prisiazhnyi, A. G., Balalaeva, E. Iu., Tuzenko, O. A., Kurpe, A. G., Anishchenko, A. S., & Karmazina, I. V. (2018). *Upravlenie teplovym sostoianiem tonkolistovogo prokata dlia povysheniia ravnomernosti raspredeleniia mekhanicheskikh svoistv*. PGTU

11. Meerovich I. M. et al. (1969). *Povyshenie tochnosti listovogo prokata*. Metallurgi

A. Z. Tsikoliia[1,2], Ph. D. Student
M. V. Nykytiuk[1], Head of Engineering Department
D. O. Kononov[2], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0001-9505-5298

[1] *Primetals Technologies Ukraine LLC*
[2] *Ukrainian State University of Science and Technologies*

THE APPLICATION OF THE COILBOX INTERMEDIATE REWINDING DEVICE FOR REDUCING ENERGY CONSUMPTION AND IMPROVING THE EFFICIENCY OF ROLLING PRODUCTION IN CONTINUOUS SHEET MILLS

Abstract. This study investigates the effectiveness of the intermediate rewinding device CoilBox, which plays a crucial role in preserving the thermal properties of metal rolling. The CoilBox technology, developed by Stelco Incorporated in 1969, involves the high-speed coiling of hot strip and subsequent uncoiling before the finishing mill group. This approach reduces heat losses through radiation and maintains a uniform temperature profile throughout the rolling process. Throughout its development and refinement, numerous tests have confirmed CoilBox's advantages over traditional rolling systems. Initial prototypes were tested at the Hilton Works hot strip mill in Hamilton (1972-1973) and the Westernport mill in Australia (1979). After

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

a successful commercial implementation at the Bochum hot strip mill in 1982, CoilBox technology gained widespread adoption, with 50 installations established worldwide by 1978. The use of CoilBox significantly impacts the enhancement of the rolling process's efficiency. Analysis shows a reduction in power consumption and a decrease in the average moment to a similar extent. This results in a reduction in temperature variation along the strip, leading to a decrease in thickness differences in the finished product. The stability of the rolling process is also confirmed by a reduction in the standard deviation of the moment in most mill stands. CoilBox not only improves production efficiency but also aligns with sustainable development principles. Lower energy consumption and reduced CO_2 emissions contribute to the ecological sustainability of production processes. The CoilBox technology enables the expansion of product range, increases the share of hot-rolled coils, and reduces energy costs, making it an essential tool for improving product quality and reducing the environmental impact of manufacturing.

Keywords: heat retention, intermediate rewinding device, CoilBox, hot-rolled steel strip, production efficiency, energy savings.

For citation: Tsikoliia, A. Z., Nykytiuk, M. V., & Kononov, D. O. (2024). The application of the CoilBox intermediate rewinding device for reducing energy consumption and improving the efficiency of rolling production in continuous sheet mills. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 469-481. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-469-481

Стаття надійшла до редакції збірника 23.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-482-500

УДК 621.771

С. В. Білодіденко[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-5768-594X
І. А. Мазур[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0003-2177-7110
В. Д. Добряк[2], к.т.н., провідний інженер
Д. Ю. Угрюмов[3], технічний директор
Ю. Д. Угрюмов[2], к.т.н., провідний інженер

[1] *Український державний університет науки і технологій*
[2] *ДП «Український інститут по проектуванню металургійних заводів»*
[3] *ТОВ «Морська Сюрвейерська Компанія»*

ПРОЦЕСИ ПІДГОТОВКИ ЗАГОТОВКИ ДО ПРОШИВАННЯ НА КОСОВАЛКОВОМУ СТАНІ*

Анотація. Для удосконалення процесу косовалкового прошивання заготовок широко використовують операцію зацентрування переднього торця заготовки, що знижує різностінність передніх кінців гільз та труб. Підготовка заготовки шляхом профілювання конічної ділянки на її передньому кінці не мала застосування на практиці внаслідок відсутності надійних технічних рішень. На основі виконаного аналізу відомих процесів підготовки заготовок до прошивання на косовалковому стані встановлено, що найбільш ефективною є комплексна підготовка переднього кінця заготовки, яка включає профілювання і зацентрування. З процесів підготовки заготовки до прошивання, а саме: зацентрування переднього торця і профілювання переднього кінця широко застосовується тільки зацентрування. Профілювання переднього кінця заготовки практично не застосовується на трубопрокатних агрегатах. Тім більше, спільне застосування цих двох процесів на практиці не відомо. Метою даної статті є розробка технології та обладнання для комплексної підготовки передніх кінців заготовок перед прошиванням на косовалковому стані шляхом профілювання кінця заготовки у конічній матриці та зацентрування її переднього торця. Запропонована дільниці з обладнанням для комплексної підготовки заготовки до прошивання, яка дозволяє здійснювати цю підготовку на різних позиціях при використанні декількох розмірів заготовок по діаметру. Визначені силові параметри запресовування заготовки у конічну матрицю та зацентрування введенням пуансона і здійснено вибір гідравлічних циліндрів для силового впливу на заготовку зі сторони її переднього і заднього торців. Результати досліджень можуть бути рекомендованими для підготовки

* Присвячується пам'яті відомого вченого і спеціаліста трубного виробництва, кандидата технічних наук, старшого наукового співробітника Дніпропетровського металургійного інституту Кущінського Георгія Миколайовича (06.07.1939 – 14.12.2011)

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

заготовок до прошивання на косовалковому стані трубопрокатних агрегатів з діаметром заготовки до 200 мм. Впровадження запропонованих в даній статті технічних рішень дозволить поліпшити умови захвату на прошивному стані та підвищити точність гільз і труб за рахунок зменшення різностінності, що знизить рівень витратного коефіцієнту металу.

Ключові слова: заготовка, прошивной косовалковий стан, гільза, гідроциліндр, поворотний стіл, рольганг, матриця, пуансон, зусилля пресування, точність гільзи, витратний коефіцієнт металу.

Посилання для цитування: Процеси підготовки заготовки до прошивання на косовалковому стані / С. В. Білодіденко, І. А. Мазур, В. Д. Добряк, Д. Ю. Угрюмов, Ю. Д. Угрюмов // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 482-500. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-482-500.

Вступ. Спосіб перетворення суцільних круглих заготовок в порожні циліндричні тіла (гільзи) шляхом гвинтової прокатки був запропонований у 1884 році братами Рейнхардом і Максом Манесман. У 1885 році вони отримали патент на метод гвинтової (косої) прокатки а також на відповідний прокатний стан. Цей винахід на довгі роки, аж до теперішнього часу, визначив направлення розвитку і удосконалення як відповідно технології отримання порожніх заготовок, так і різного типу обладнання для її здійснення.

Підготовка заготовки до прошивання на косовалковому стані включає наступні основні операції у трубопрокатному цехі [1]: розрізання штанг які надходять довжиною 3,5÷12 м на мірні довжини; нагрівання заготовок в печі до температури гарячого деформування; зацентрування переднього торця заготовки.

Розрізання штанг проводиться: розрізанням заготовок діаметром до 150 мм на прес-ножицях переважно у холодному стані, рідше – у теплому (80÷300 ºС) для запобігання утворення тріщин, на окремих агрегатах – у гарячому стані після нагрівання всієї штанги перед прокаткою; ламанням заготовок діаметром до 270 мм на гідравлічних пресах у холодному стані з попереднім нанесенням надрізу за допомогою газокисневих різаків або плазмотронів; розрізанням на дискових пилах заготовок з високолегованих сталей і сплавів, в ряді випадків – газокисневим різанням.

В останні роки, в Україні, отримали застосування пили фірми «Linsinger Maschinenbau GmbH» (Австрія) для розрізання заготовок широкого розмірного і марочного, в тому числі з безперервнолитого металу, що забезпечило високу якість торців заготовок.

Аналіз технічних рішень по здійсненню зацентрування і профілювання передніх кінців заготовок. З процесів підготовки

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

заготовки до прошивання, а саме: зацентрування переднього торця і профілювання переднього кінця широко застосовується тільки зацентрування. Профілювання переднього кінця заготовки практично не застосовується на трубопрокатних агрегатах (ТПА). Тім більше, спільне застосування цих двох процесів на практиці не відомо. Зацентрування переднього торця заготовки забезпечує поліпшення умов захвату в прошивному стані, що обумовлено збільшенням довжини зони контакту ($l' > l$, див. рис. 1) в момент проникання в заготовку носка оправки.

Відома значна кількість технічних рішень, спрямованих на здійснення зацентрування передніх торців заготовок перед прошиванням. Передбачається, що торці заготовок мають достатньо добру якість поверхні і розташовані під кутом 90^oдо осі заготовки (з невеликими відхиленнями), що забезпечується використанням пилок різних конструкцій. На практиці широко застосовуються пневматичні і менше гідравлічні пристрої для зацентрування заготовок. В якості прикладу пневматичного пристрою зацентрування розглянемо пристрій [2], який дозволяє підвищити точність і якість даної операції. Особливістю цього пристрою є можливість регулювання вихідного положення бойка в стволі, що забезпечує отримання якісного центрованого отвору постійної глибини. В якості прикладу гідравлічного пристрою зацентрування розглянемо пристрій [3], який забезпечує підвищення точності проникання бойка в торець заготовки по її осі шляхом регулювання і настроювання механізмів затискання і зацентрування при зміні діаметра заготовки. Гідравлічні пристрої зацентрування у порівнянні з пневматичними забезпечують отримання великих (діаметра та глибини) центрувальних отворів.

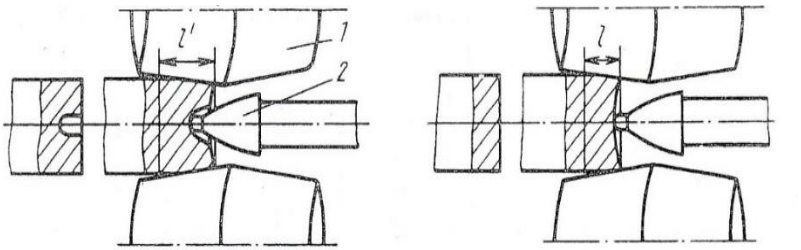


Рисунок 1 – Схеми осередків деформації в прошивному стані при проникані оправки в торець зацентрованої (а) і нецентрованої (б) заготовки [1]: 1 – валок; 2 – оправка

Розглянемо приклад зацентрування заготовки за допомогою пристрою [4], відмінною особливістю якого є наявність приводних косорозташованих валків і механізм зацентрування, який складається із

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

каретки з приводом її пересування, в якій на підшипниках встановлений стрижень, який несе бойок. При подачі заготовки у валки вона заповнює калібр і своїм переднім торцем впирається у бойок, який витискає на її торці центрувальне заглиблення. Таке рішення цілком може бути використано для невеликих діаметрів заготовок (до 200 мм).

Відомо технічне рішення, згідно якому здійснюється одночасно профілювання переднього кінця заготовки з виконанням на її передньому торці центрувального отвору [5]. Відмінною особливістю такого технічного рішення є обкочування переднього кінця затиснутої заготовки касетою, з трьома косорозташованими холостими валками, яка обертається. Передній торець заготовки по мірі просування вперед набуває воронкоподібну форму за рахунок взаємодії з бойками, які розташовані на штоку гідроциліндра. Сфера застосування розглянутого технічного рішення може бути такою же, як і у попереднього.

В ряді робіт отримало розвиток глибоке зацентрування заготовок, в тому числі в роботі [6]. При цьому пропонується здійснювати зацентрування заготовки на глибину рівну 3÷4 діаметрам бойка. Процес зацентрування, який здійснювався у трьох валковому стані гвинтової прокатки відбувався стабільно, забезпечуючи достатньо високу точність зацентрування при глибині центрувального отвору у 165 мм [6]. Таке зацентрування на значну глибину може бути доцільним для ущільнення структури металу безперервно литої заготовки або зливків стаціонарного розливання, так як обрізь кінців труб відбувається також із-за дефектів внутрішньої поверхні передніх кінців труб, що відповідає неякісним кінцям гільзи і заготовки.

Г. М. Кущінський провів широкі дослідження прокатки гільз на ТПА 200 з трьохвалковим розкатним станом і запропонував нову технологію підготовки передніх кінців заготовок за формою яка відповідає профілю вхідної частини осередка деформації прошивного стана з нанесенням центрувального отвору [7]. Проведені ним дослідження показали, що при цьому зменшується кінцева різностінність гільз, а також поліпшуються умови вторинного захвату на прошивному стані. Застосування нової технології зменшує кінцеву обрізь труб на 9,3÷33,0% при середньому зменшенні 16,5%. В роботах [7, 8] запропонований новий процес підготовки передніх кінців заготовок, який полягає в обтисканні кінця заготовки планетарними валками, розташованими в приводній обоймі з одночасним зацентруванням переднього торця заготовки.

Відомий спосіб зацентрування перед нагріванням заготовок плазмотроном прямої дії і зворотної полярності, який встановлюють на відстані від торця заготовки, рівному 1÷1,5 діаметра заглиблення що пробивається [9]. Це рішення не отримало розповсюдження на практиці,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

однак відомі поодинокі випадки його використання.

Відома пропозиція, коли передньому кінцю нагрітої заготовки придають форму конуса, що відповідає вхідному конусу валків прошивного косовалкового стана, під дією радіального преса, а на передній торець наносять центрувальне заглиблення для носика оправки. [10]. Застосування гідравлічного преса значно збільшує масу обладнання. Відомо технічне рішення, згідно якого здійснюють деформування переднього кінця нагрітої заготовки в матриці і нанесення центрувального заглиблення конусним пуансоном, при цьому передньому кінцю придають матрицею конусну з зовні форму на довжині, яка складає 0,25÷0,5 діаметра заготовки з кутом нахилу 4÷5º і виконують центрування заглиблення довжиною рівною 0,5÷0,8 довжини конуса переднього кінця з профілюванням торця по сфері радіусом, рівним діаметру заготовки сферичною основою пуансона [11]. Це рішення припускає здійснення глибокого зацентрування заготовки, що не завжди доцільно. Окрім того складна форма пуансона не технологічна у виготовлені.

Постановка задачі. Незважаючи на значну кількість рішень з підготовки заготовок до прошивання необхідно вибрати раціональне технічне рішення з урахуванням конкретних умов на кожному ТПА. На основі аналізу відомих технічних рішень з підготовки заготовок до прошивання на косовалковому стані шляхом суміщення операцій профілірування переднього кінця і зацентрування торця нами запропоновано концепцію ділянки з розташованим на ньому обладнанням, що дозволяє здійснювати підготовку заготовок різного діаметра на окремих позиціях без перенастроювання обладнання.

В основу підготовки заготовки покладений спосіб запресування її переднього кінця в конічну матрицю з наступним зацентруванням пуансоном, який закріплений на штоку гідроциліндра.

Основна частина. В даній статті запропоновано нову концепцію дільниці для підготовки кінців заготовок до прошивання, яка містить у своєму складі механізми для переміщення гарячих заготовок і здійснення профілювання кінцевої ділянки заготовки з наступним зацентруванням її переднього торця.

1. Дільниця для підготовки кінців заготовок під прошивання. На рис. 2 і рис. 3 наведено пропонована дільниця і основне обладнання для підготовки заготовок до прошивання. Дільниця містить у загальному випадку три позиції пресування для заготовок діаметрами 130 мм, 150 мм і 170 мм (сортамент ТПА 140). Для спрощення на рис. 2 показано тільки одна позиція 1 пресування. Дільниця містить також рольганг 2 для підведення заготовок, зникаючі упори 3 і рольганг 4 для відведення заготовок.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

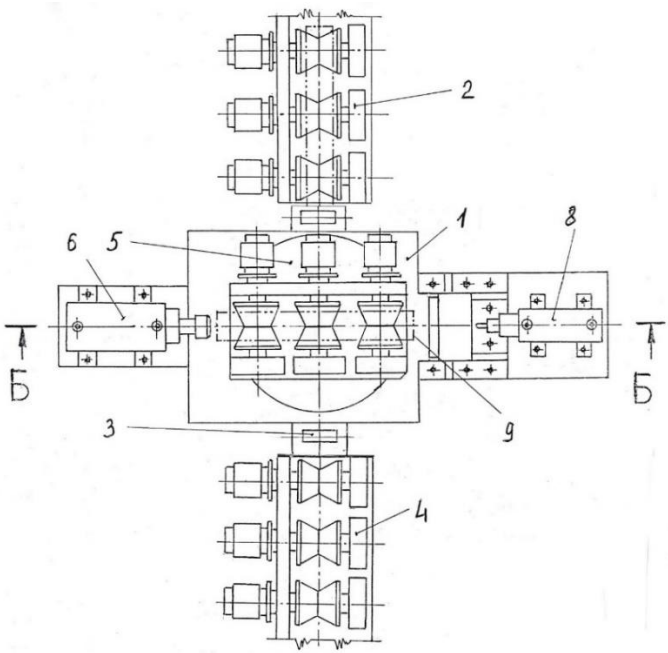


Рисунок 2 – Дільниця підготовки заготовок

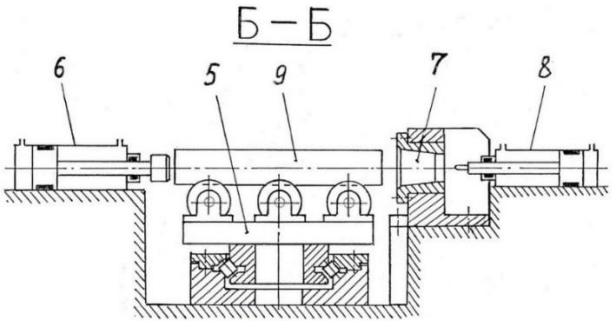


Рисунок 3 – Фронтальний вид на заготовку і обладнання перед пресуванням (розріз Б–Б на рис. 2)

Кожна позиція складається із секцій поворотного рольганга 5, гідроциліндра 6 для пресування в конічній матриці 7 (див. рис. 1), гідроциліндра 8 для пресування центрувального отвору. Підготовка заготовки на запропонованій дільниці здійснюється наступним чином. У вихідному положенні всі упори 3 знаходяться в нижньому (опущеному) положенні. По рольгангу 4 для підведення заготовок,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

надходить із нагрівальної печі гаряча заготовка 9, наприклад, діаметром 170 мм і довжиною 1 м. Подається сигнал на підйом упору 3, розташованого за третьою позицією пресування. Інші упори залишаються в опущеному стані і безперешкодно пропускають заготовку на другу позицію. Заготовка зупиняється на поворотному рольгангу 5 в позиції 1 пресування. Рольганг відключається. Вмикається механізм повороту секції рольганга із заготовкою на 90º за годинниковою стрілкою (механізм повороту на рис. 2 і рис. 3 не показано). Ось заготовки 9 після повороту співпадає з осями гідроциліндрів 6, 8 і матриці 7. Вмикається гідроциліндр 6, шток якого штовхає заготовку у напрямку до матриці 7. Кінець заготовки входить в конічну порожнину матриці і відбувається пресування кінця заготовки на конус. За сигналом від шляхового датчика переміщення штока гідроциліндра 6 останній перемикається в положення «заперто» двох його порожнин. Після цього вмикається гідроциліндр 8 і його шток, який несе на своєму кінці пуансон, підводить пуансон до торця заготовки і здійснює проникнення його у тіло заготовки. Відключення гідроциліндра 8 відбувається або по положенню штока, або по витримці часу.

Потім гідроциліндр 6 вмикається на втягування штока, а гідроциліндр 8 – на висування штока. Заготовка виштовхується із матриці 7 штоком гідроциліндра 8. Штоки обох гідроциліндрів втягуються, після чого поворотний рольганг повертається разом з заготовкою, що обробляється, на 90º в тому ж направленні, тобто за годинниковою стрілкою. Вісь поворотного рольганга співпадає з віссю рольганга для відведення і після включення рольгангів заготовка, яка обробляється, спрямовується на подальший переділ. Упор 3 переходить у верхнє положення, вказуючи на готовність приймати наступну заготовку діаметром 170 мм.

На першій стадії підготовки заготовки здійснюють запресування переднього кінця заготовки 1 в конічну матрицю 2 за рахунок зусилля $P_{пр}$, яке розвивається гідроциліндром (рис. 4). Матриця 2 має конічну робочу ділянку довжиною $l_к$. Загальна довжина матриці $L_м$. Половина кута конусності матриці дорівнює α. Довжина обтиснутого кінця заготовки складає L, а діаметр змінюється від початкового $D_З$ до діаметра в перетині А–А матриці.

На другій стадії підготовки заготовки здійснюється зацентрування переднього торця заготовки 1 пуансоном 3 діаметром $D_п$ на глибину L_1 (рис. 5). Пуансон 3 з'єднаний зі штоком 4 гідроциліндра (на рис. 5 не показаний).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

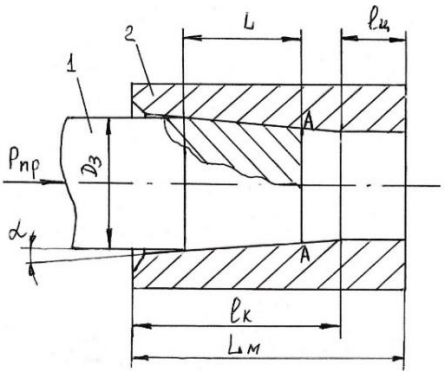


Рисунок 4 – Схема запресування кінця заготовки у матрицю: 1 – заготовка; 2 – матриця

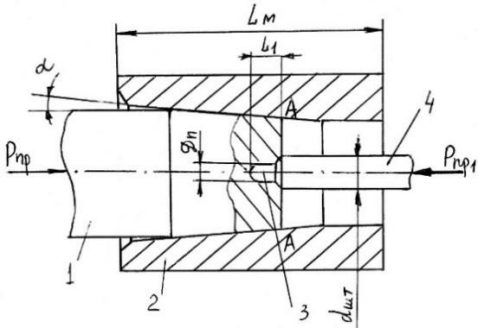


Рисунок 5 – Схема зацентрування заготовки: 1 – заготовка; 2 – матриця; 3 – пуансон; 4 – шток гідроциліндра

Перейдемо до визначення силових параметрів запресування кінця заготовки у конічну матрицю і зацентрування переднього торця заготовки.

2. Визначення силових параметрів запресування заготовок у матрицю. Розглянемо процес запресування циліндричної заготовки в конічну матрицю, як це зображено на рис. 6. Виділимо в осередку деформування плоский елемент товщиною dz, напружений стан якого включає три компоненти: P_z – осьовий; P_r – радіальний і P_τ – тангенціальний. Так як співвідношення між ефективним напруженням (границя текучості) і вказаними трьома компонентами невідома, то приймемо, як це зробили автори роботи [12], що течія метала в конічній

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

матриці є радіальним, а напружений стан – сферичним. Виходячи з цього витікає що $P_r = P_\tau$.

Запишемо умову рівноваги заштрихованого елемента відносно осі Z (без врахування тертя):

$$\sum P_z = (p_z + dp_z)\cdot(D + dD)^2 \cdot \frac{\pi}{4} - p_z \cdot D^2 \cdot \frac{\pi}{4} - p_\alpha \cdot \pi \cdot D \cdot d\left(\frac{D}{2}\right) = 0\,. \quad (1)$$

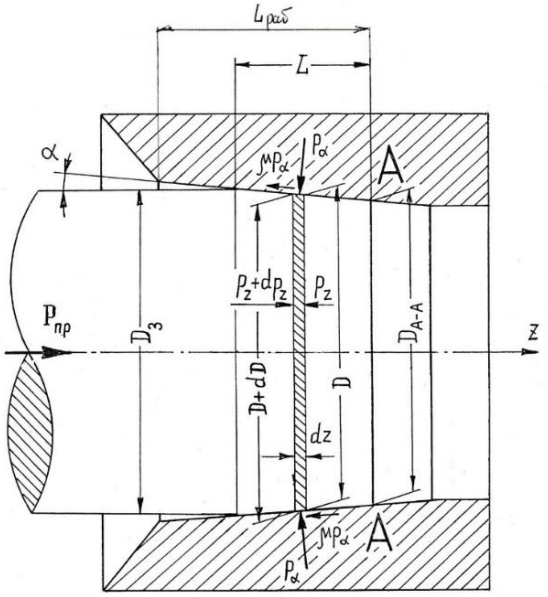


Рисунок 6 – Схема до розрахунку зусилля запресування кінця заготовки в конічну матрицю

З вигляду на те, що кут α малий, будемо вважати, що $P_\alpha = P_r = P_\tau$. Так як ефективне напруження завжди позитивне, то для задачі яка розглядається умова текучості записується так:

$$\sigma_s = p_r - p_z \qquad (p_r > p_z)\,,$$

де σ_s – межа текучості.

Тоді

$$p_\alpha = p_z + \sigma_s\,. \quad (2)$$

Підставив (2) в (1) і зневажаючи диференціалами більш високого порядку, отримаємо вираження:

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$dp_z = 2\sigma_s \cdot \frac{dD}{D}. \quad (3)$$

Про інтегрувавши (3), маємо:

$$p_z = \int_0^{\varepsilon_{A-A}} \sigma_s d\varepsilon, \quad (4)$$

де ε_{A-A} – ступінь деформації, яка визначається:

$$\varepsilon_{A-A} = \ln\frac{F_з}{F_{A-A}} = 2\ln\frac{D_з}{D_{A-A}}.$$

Тут $F_з$ – площа перетину заготовки; F_{A-A} – площа торця А–А; $D_з$ – діаметр заготовки; D_{A-A} – діаметр торця А–А.

При умові незалежності межі текучості матеріалу заготовки в осередку деформації від ступеня і швидкості, тобто при статичному деформуванні, з вираження (4) отримаємо напруження

$$p_z = 2\ln\frac{D_з}{D_{A-A}} \cdot \sigma_s. \quad (5)$$

Тоді сила, яка прикладена до заготовки для здійснення деформування в конічній матриці, визначається виразом:

$$P_{пр} = \frac{\pi}{2} \cdot D_з^2 \cdot \ln\frac{D_з}{D_{A-A}} \cdot \sigma_s. \quad (6)$$

В реальному процесі запресування на контактній поверхні заготовки і матриці діє сила тертя, котру визначимо як добуток питомої сили тертя на площу контактної поверхні між заготовкою і матрицею.

Питома сила тертя, спроектована на ось z заготовки і матриці, з урахуванням (2) визначається виразом:

$$p_{тр} = p_\alpha \cdot \mu \cdot \cos\alpha = \sigma_s \cdot \left(2\ln\frac{D_з}{D_{A-A}} + 1\right) \cdot \mu \cdot \cos\alpha. \quad (7)$$

Площа контактної поверхні – це площа зрізаного конусу:

$$F = \frac{\pi \cdot L}{\cos\alpha} \cdot \frac{D_з + D_{A-A}}{2}, \quad (8)$$

де L – висота зрізаного конусу (див. рис. 6).

З урахуванням (7) і (8) отримаємо формулу для визначення сили

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

тертя при запресуванні круглої заготовки в конічну матрицю:

$$P_{тр} = \frac{\pi \cdot L \cdot \mu \cdot \sigma_s}{2} \cdot \left(2 \ln \frac{D_з}{D_{A-A}} + 1 \right) \cdot \left(D_з + D_{A-A} \right). \qquad (9)$$

Таким чином, повна сила пресування заготовки круглого перетину в конічну матрицю складається з суми двох складових, які визначаються за формулами (6) і (9).

На рис. 7 графічно представлена залежність (за формулою (6)) сили пресування круглої заготовки в конічній матриці від температури заготовки для двох марок сталі (сталь 45; сталь Х18Н2М2Т) при наступних вихідних даних: діаметр заготовки $D_з = 170$ мм; висота зрізаного конуса $L = 70$ мм; діаметр торця заготовки $D_{A-A} = 160$ мм; половина кута конусності $\alpha = 4^\circ$.

На рис. 8 представлена залежність (за формулою (9)) сили тертя між заготовкою і матрицею від коефіцієнта тертя на контактній поверхні при температурі заготовки $1100\ ^\circ C$ для тих самих вихідних даних.

Робоча довжина матриці залежить від величини діапазону між максимальним і мінімальним діаметрами заготовок, а також від кута 2α конусності матриці і визначається по виразу:

$$L_{раб} = \frac{D_{max} - D_{min}}{2} \cdot ctg\alpha + L_{min}, \qquad (10)$$

де L_{min} – висота зрізаного конуса мінімальної заготовки.

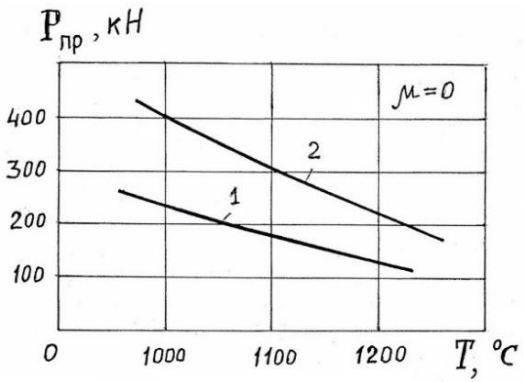


Рисунок 7 – Залежність сили запресування від температури заготовки при μ=0: 1 – сталь 45; 2 – сталь Х18Н2М2Т

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

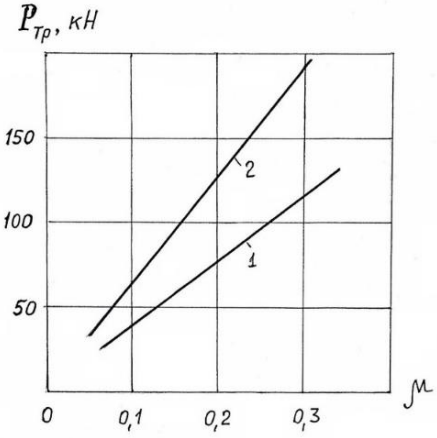


Рисунок 8 – Залежність сили тертя від коефіцієнта тертя при Т=1100 °С: 1 – сталь 45; 2 – сталь Х18Н2М2Т

Наприклад, для запресування заготовки з діаметром в діапазоні від 170 мм до 130 мм в одну і туж саму матрицю з кутом конусності $2\alpha = 8^{\circ}$ і висотою зрізаного конуса мінімальної заготовки $L_{130} = 70$ мм знадобиться матриця, робоча довжина якої дорівнює:

$$L_{раб} = \frac{170 - 130}{2} \cdot \mathrm{ctg}4^{\circ} + 70 = 365 \text{ мм}.$$

Як відомо [15, стор. 70], поздовжній вигін стрижня круглого перетину не відбувається в тому випадку, коли напрям сили проходить всередині пластичного ядра перетину, який визначається по формулі:

$$l = \frac{2D}{3\pi}. \qquad (11)$$

Наприклад, для запресовування гарячої заготовки діаметром 130 мм в конічну матрицю радіус пластичного ядра складає:

$$l_{130} = \frac{2 \cdot 130}{3 \cdot \pi} = 27,6 \text{ мм}.$$

Відповідно, втрата поздовжньої стійкості заготовки діаметром 130 мм не відбудеться, якщо проводки або напрямні ролики не допустять вихід направлення сили пресування за межі кола діаметром $27,6 \cdot 2 = 55,2$ мм. Для заготовки діаметром 170 мм радіус пластичного

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ядра складає:

$$l_{170} = \frac{2 \cdot 170}{3 \cdot \pi} = 36 \text{ мм}.$$

3. Визначення зусилля зацентрування заготовки. Для більш достовірній оцінки величини зусилля зацентрування заготовки шляхом введення в її торець пуансона розглянемо рішення цієї задачі за різними відомими методиками.

Вихідні данні: діаметр заготовки $D_з = 170$ мм; діаметр торця заготовки $D_{A-A} = 160$ мм; діаметр пуансона $D_п = 30$ мм; глибина введення пуансона $L_1 = 35$ мм; матеріал сталь 45 та сталь Х18Н2М2Т.

Для умов відкритої прошивки Сторожев М. В. і Попов Е. А. у роботі [13] дають наступну формулу середнього тиску на торці циліндричного пуансона:

$$p_{ср} = \sigma_s \cdot \left(2 + 1{,}11 \cdot \ln \frac{D_з}{D_п}\right) = 86 \cdot \left(2 + 1{,}11 \cdot \ln \frac{170}{30}\right) = 336 \text{ МПа}. \qquad (12)$$

Тоді зусилля зацентрування:

$$P_{пр1} = \frac{\pi}{4} \cdot D_з^2 \cdot p_{ср} = \frac{\pi}{4} \cdot 0{,}03^2 \cdot 336 \cdot 10^6 = 237384 \text{ Н} = 237{,}4 \text{ кН}.$$

В роботі [12] середній тиск на торці циліндричного пуансона визначають по формулі:

$$p_{ср} = 2 \cdot k \cdot \left(2 \cdot \sqrt{\frac{1-r}{r}} + \frac{7}{8} \cdot \sqrt{\frac{r}{1-r}}\right), \qquad (13)$$

де $r = D_п / D_з = 30/170 = 0{,}176$, $k = \sigma_s / 2 = 86/2 = 43$ МПа.

$$p_{ср} = 2 \cdot 43 \cdot \left(2 \cdot \sqrt{\frac{1-0{,}176}{0{,}176}} + \frac{7}{8} \cdot \sqrt{\frac{0{,}176}{1-0{,}176}}\right) = 406{,}9 \text{ МПа}.$$

А сила зацентрування складе

$$P_{пр1} = \frac{\pi}{4} \cdot D_з^2 \cdot p_{ср} = \frac{\pi}{4} \cdot 0{,}03^2 \cdot 406{,}9 \cdot 10^6 = 2875054 \text{ Н} = 287{,}5 \text{ кН}.$$

Джонсон У і Меллор П. в роботі [14] наводять наступну формулу для визначення середнього тиску на торці циліндричного пуансона на початку його введення:

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$p_{ср} = 2 \cdot k \cdot \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) = 2 \cdot 43 \cdot \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) = 221 \text{ МПа} . \quad (14)$$

Тоді зусилля зацентрування складе:

$$P_{пр1} = \frac{\pi}{4} \cdot D_з^2 \cdot p_{ср} = \frac{\pi}{4} \cdot 0,03^2 \cdot 221 \cdot 10^6 = 156136 \text{ Н}=156 \text{ кН} .$$

Томленов А. Д. у роботі [15] наводить формулу для середнього тиску на торці циліндричного пуансона при введені на довжину діаметра пуансона:

$$p_{ср} = 2 \cdot k \cdot (1 + \pi) = 2 \cdot 43 \cdot (1 + \pi) = 356 \text{ МПа} . \quad (15)$$

Тоді зусилля зацентрування складе:

$$P_{пр1} = \frac{\pi}{4} \cdot D_з^2 \cdot p_{ср} = \frac{\pi}{4} \cdot 0,03^2 \cdot 356 \cdot 10^6 = 251514 \text{ Н}=251,5 \text{ кН} .$$

При введені пуансона з шаровою торцевою поверхнею на величину $\approx 1,3D_п$ середній тиск визначається формулою [15]:

$$p_{ср} = 2 \cdot k \cdot \left(1 + \frac{3}{4} \cdot \pi\right) = 2 \cdot 43 \cdot \left(1 + \frac{3}{4} \cdot \pi\right) = 288,5 \text{ МПа} . \quad (16)$$

Тоді зусилля зацентрування складе:

$$P_{пр1} = \frac{\pi}{4} \cdot D_з^2 \cdot p_{ср} = \frac{\pi}{4} \cdot 0,03^2 \cdot 288,5 \cdot 10^6 = 203825 \text{ Н}=203,8 \text{ кН} .$$

Таким чином, маємо діапазон розрахункових значень сили введення пуансона в торець заготовки від 200 кН до 290 кН .

Приймаємо розрахункову силу 300 кН .

4. Вибір силових гідроциліндрів.

Для запресування заготовки у конічну матрицю. Розрахункова сила на штоку $P_{шт} = 508$ кН . Номінальний тиск рідини $p = 20$ МПа .

Діаметр гідроциліндра буде:

$$D_ц = \sqrt{\frac{4 \cdot P_{шт}}{\pi \cdot p}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 508 \cdot 10^3}{\pi \cdot 20 \cdot 10^6}} \approx 0,180 \text{ м}=180 \text{ мм} .$$

Приймаємо діаметр гідроциліндра $D_ц = 200$ мм , діаметр штока $d_{шт} = 90$ мм , хід поршня 300 мм.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Для зацентрування заготовки. Розрахункова сила на штоку $P_{шт} = 300$ кН. Номінальний тиск рідини $p = 20$ МПа.

Діаметр гідроциліндра буде:

$$D_{ц} = \sqrt{\frac{4 \cdot P_{шт}}{\pi \cdot p}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 300 \cdot 10^3}{\pi \cdot 20 \cdot 10^6}} = 0{,}138 \text{ м} = 138 \text{ мм}.$$

Приймаємо діаметр гідроциліндра $D_{ц} = 140$ мм, діаметр штока $d_{шт} = 60$ мм, хід поршня 250 мм.

Таким чином, визначена технологія підготовки нагрітих заготовок на запропонованій дільниці, і склад обладнання та силові параметри запресування кінця заготовки в конічну матрицю і зацентрування переднього торця заготовки перед прошиванням. Здійснено вибір гідроциліндрів для запресування заготовки в конічну матрицю і зацентрування заготовок.

Висновки

1. Проаналізовані основні відомі пропозиції з підготовки передніх кінців заготовок перед прошиванням на косовалковому стані. Встановлено, що максимальна ефективність підготовки заготовки може бути досягнута при профілюванні конічної ділянки на передньому кінці з наступним зацентруванням торця на одній і тій самій позиції.
2. Запропонована дільниця для підготовки заготовок до прошивання і обладнання для здійснення профілювання її переднього кінця з наступним зацентруванням. На дільниці передбачена підготовка заготовок різного діаметра на окремих позиціях без переналаштування обладнання.
3. Визначені силові параметри запресування заготовки в конічну матрицю і подальшого зацентрування введенням пуансону. Розрахунки силових параметрів проведено для сортаменту ТПА 140 з автоматичним станом.
4. Здійснено вибір гідроциліндрів для запресовування кінців заготовок в конічну матрицю і зацентрування переднього торця введенням пуансону.
5. Отримані результати можуть бути рекомендованими для підготовки заготовок до прошивання на косовалковому стані з максимальним диаметром заготовок до 200 мм.
6. Комплексна підготовка заготовок до прошивання дозволить поліпшити умови захвату на прошивному стані, підвищити точність гільз і труб та знизити тим самим витратний коефіцієнт метала.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Перелік посилань

1. Грудев А. П., Машкин Л. Ф., Ханин М. И. Технология прокатного производства. М. : Металлургия, 1994. 656 с.

2. А. с. 1388125 СССР, МКИ В 21 В 19/04, 39/02. Пневматический зацентровщик трубной заготовки / И. И. Онищенко, И. Н. Потапов, Г. И. Хаустов и др. № 4146587/31-02 ; заявл. 02.10.1986 ; опубл. 15.04.1988, Бюл. №14. https://patents.su/2-1388125-pnevmaticheskijj-zacentrovshhik-trubnojj-zagotovki.html.

3. А. с. 1657267 СССР, МКИ В 21 J 5/10. Гидравлическое устройство для зацентровки заготовок перед прошивкой / Б.Н. Лагутин, В.Я. Головачев, Л.В. Бабенко и др. № 4662019/27 ; заявл. 15.03.1989 ; опубл. 23.06.1991, Бюл. №23. https://patents.su/3-1657267-gidravlicheskoe-ustrojjstvo-dlya-zacentrovki-zagotovok-pered-proshivkojj.html.

4. А. с. 1222339 СССР, МКИ В 21 В 19/04, 25/02. Устройство для подготовки заготовки под прошивку / П. М. Финагин, В. П. Подкустов, И. Н. Потапов, и др.. № 3788427/22-02 ; заявл. 07.09.1984 ; опубл. 07.04.1986, Бюл. № 13. https://patents.su/6-1222339-ustrojjstvo-dlya-podgotovki-zagotovki-pod-proshivku.html.

5. Исследование процесса калибровки и глубокой зацентровки заготовок / И. Н. Потапов, Б. А. Романцев, В. А. Попов и др. *Известия высших учебных заведений. Черная металлургия.* 1985. №3. С 55–59.

6. Применение процесса глубокой зацентровки заготовки для повышения качества гильз и труб / И. Н. Потапов, П. М. Финагин, Б. А. Романцев и др. *Исследование и совершенствование процессов производства труб и профилей : Сб. научн. трудов*. М : ВЗМИ, 1986. С. 16–22.

7. Кущинский Г. Н. Исследование точности бесшовных труб и разработка мероприятий для её повышения на косовалковых станах : автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук. Днепропетровск, 1972. 20 с.

8. А. с. 286940 СССР, МКИ В 21 В 19/00. Устройство для подготовки конца заготовки перед прокаткой / Я. Л. Ваткин, Г. А. Бибик, В. М. Друян и др. № 1311253/22-2 ; заявл. 25.02.1969 ; опубл. 19.11.1970, Бюл. № 35. https://patents.su/2-286940-286940.html.

9. А. с. 1514437 СССР, МКИ В 21 В 19/04. Способ подготовки заготовки к прошивке / Н. В. Орос, Ю. Я. Киселев, Т. А. Витакова и др. ; заявл. 06.01.1988 ; опубл. 15.10.1989, Бюл. №38.

10. Verfahren und Anlage zum Herstellen nahtloser Rohre : Patent 3412171 Bundesrepublik Deutschland : IPC B 21 B 19/02. № P3412171.4 ; application date 31.03.1984 ; Date of first publication 03.10.1985.

11. А. с. 1233970 СССР, МКИ В 21 В 19/04. Способ подготовки заготовки к прошивке / И. Н. Потапов, В. С. Чугуевский, Н. А. Пономарев, П. М. Финагин, М. А. Лойферман, Н. М. Вавилкин, В. П. Дулисов, О. В. Слесарев, Д. В. Терентьев и др. № 3794956/22-02 ; заявл. 26.09.1984 ; опубл. 30.05.1986, Бюл. №20. https://patents.su/2-1233970-sposob-podgotovki-zagotovki-k-proshivke.html.

12. Томсен Э., Янг Ч., Кобаяши Ш. Механика пластических деформаций при обработке давлением / пер. с англ. Е.П. Унксова. М. : Машиностроение, 1969. 504 с.

13. Сторожев М. В., Попов Е. А. Теория обработки металлов давлением. М. :

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Высшая школа, 1963. 295 с.

14. Джонсон У., Меллор П. Теория пластичности для инженеров / пер. с англ. А.Г. Овчинникова. М. : Машиностроение, 1979. 567 с.

15. Томленов А. Д. Механика процессов обработки металлов давлением. М. : Машгиз, 1963. 235 с.

References

1. Hrudev, A. P., Mashkyn, L. F., & Khanyn, M. Y. (1994). *Tekhnolohyia prokatnoho proyzvodstva*. Metallurhyia

2. Onishchenko, I. I., Potapov, I. N., Khaustov, G. I., Dubinskii, V. L., Varivoda, A. I., Diatlov, N. V., & Andriushchenko, V. S. (1988). A. s. 1388125 SSSR, MKI V 21 V 19/04, 39/02. Pnevmaticheskii zatcentrovshchik trubnoi zagotovki. No. 4146587/31-02; zaiavl. 02.10.1986; opubl. 15.04.1988, Biul. No. 14. https://patents.su/2-1388125-pnevmaticheskijj-zacentrovshhik-trubnojj-zagotovki.html

3. Lagutin, B. N., Golovachev, V. Ia., Babenko, L. V., Klimenko, F. K., Zlobinskii, V. E., & Surovtcev, V. S. (1991). A. s. 1657267 SSSR, MKI V 21 J 5/10. Gidravlicheskoe ustroistvo dlia zatcentrovki zagotovok pered proshivkoi. No. 4662019/27; zaiavl. 15.03.1989 ; opubl. 23.06.1991, Biul. No. 23. https://patents.su/3-1657267-gidravlicheskoe-ustrojjstvo-dlya-zacentrovki-zagotovok-pered-proshivkojj.html

4. Finagin, P. M., Podkustov, V. P., Potapov, I. N., Akhmedshin, R. I., Volchkov, E. A., Rodin, N. M., & Frolochkin, V. V. (1986). A. s. 1222339 SSSR, MKI V 21 V 19/04, 25/02. Ustroistvo dlia podgotovki zagotovki pod proshivku. No. 3788427/22-02; zaiavl. 07.09.1984; opubl. 07.04.1986, Biul. No. 13. https://patents.su/6-1222339-ustrojjstvo-dlya-podgotovki-zagotovki-pod-proshivku.html

5. Potapov, I. N., Romancev, B. A., & Popov, V. A. (1985). Issledovanie processa kalibrovki i glubokoj zacentrovki zagotovok. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenij. Chernaya metallurgiya.* (3). 55–59

6. Potapov, I. N Finagin, P. M. Romancev, B. A. (1986). Primenenie processa glubokoj zacentrovki zagotovki dlya povysheniya kachestva gil'z i trub. *Issledovanie i sovershenstvovanie processov proizvodstva trub i profilej*. VZMI. P. *16–22*

7. Kushchinskij, G. N. (1972). *Issledovanie tochnosti besshovnykh trub i razrabotka meropriyatij dlya eyo povysheniya na kosovalkovykh stanakh*. (Master's thesis). Dnepropetrovskii metallurgicheskii institut, Dnepropetrovsk

8. Vatkin, Ia. L., Bibik, G. A., Druian, V. M., Kushchinskii, G. N., Perchanik, V. V., Popov, N. I., & Umerenkov, V. N. (1970). A. s. 286940 SSSR, MKI V 21 V 19/00. Ustroistvo dlia podgotovki kontca zagotovki pered prokatkoi. No. 1311253/22-2; zaiavl. 25.02.1969; opubl. 19.11.1970, Biul. No. 35. https://patents.su/2-286940-286940.html

9. Oros, N. V., Kiselev, Iu. Ia., & Vitakova, T. A. (1989). A. s. 1514437 SSSR, MKI V 21 V 19/04. Sposob podgotovki zagotovki k proshivke; zaiavl. 06.01.1988; opubl. 15.10.1989, Biul. No. 38

10. Verfahren und Anlage zum Herstellen nahtloser Rohre: Patent 3412171 Bundesrepublik Deutschland : IPC B 21 B 19/02. No. P3412171.4 ; application date 31.03.1984; Date of first publication 03.10.1985

11. Potapov, I. N., Chuguevskii, V. S., Ponomarev, N. A., Finagin, P. M., Loiferman, M. A., Vavilkin, N. M., Dulisov, V. P., Slesarev, O. V., & Terentev D. V.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

A. s. 1233970 SSSR, MKI V 21 V 19/04. Sposob podgotovki zagotovki k proshivke. № 3794956/22-02; zaiavl. 26.09.1984; opubl. 30.05.1986, Biul. No. 20. https://patents.su/2-1233970-sposob-podgotovki-zagotovki-k-proshivke.html.

12. Tomsen, E., Iang, Ch., & Kobaiashi, Sh. (1969). *Mekhanika plasticheskikh deformatcii pri obrabotke davleniem*. Mashinostroenie

13. Storozhev, M. V., & Popov, E. A. (1963). *Teoriia obrabotki metallov davleniem*. Vysshaia shkola

14. Dzhonson, U., & Mellor, P. (1979). *Teoriia plastichnosti dlia inzhenerov*. Mashinostroenie

15. Tomlenov, A. D. (1963). Mekh*anika protcessov obrabotki metallov davleniem*. Mashgiz

S. V. Bilodidenko[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-5768-594X
I. A. Mazur[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0003-2177-7110
V. D. Dobriak[2], Ph. D. (Tech.), Senior Engineer
D. Yu. Uhriumov[3], Technical Director
Yu. D. Uhriumov[2], Ph. D. (Tech.), Senior Engineer

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*
[2] *SE "Ukrainian institute for designing iron and steel works"*
[3] *LLC "Marine Survey Company"*

PROCESSES FOR PREPARING A WORKPIECE FOR PIERCING ON A CROSS-ROLLING MILL

Abstract. The operation of centering the front end of the workpiece, which reduces the heterogeneity of the front ends of sleeves and pipes, is widely used to improve the process of cross-roll stitching of workpieces. The preparation of the workpiece by profiling the conical section at its front end was not used in practice due to the lack of reliable technical solutions. Based on the analysis of the well-known processes of preparation of blanks for stitching on a skew rolling mill, it was established that the most effective is the complex preparation of the front end of the blank, which includes profiling and centering. From the processes of preparing the workpiece for stitching, namely: centering the front end and profiling the front end, only centering is widely used. Profiling of the front end of the workpiece is practically not used on pipe rolling units. Moreover, the joint application of these two processes in practice is not known. The purpose of this article is the development of technology and equipment for the complex preparation of the front ends of the blanks before stitching on a skew-rolling machine by profiling the end of the blank in a conical matrix and centering its front end. The proposed design of the site with equipment for complex preparation of the workpiece for stitching, which allows this preparation to be carried out in different positions when using several sizes of workpieces in diameter. The power parameters of pressing the workpiece into a conical matrix and centering by inserting a punch have been determined, and hydraulic cylinders have been selected for force impact on the workpiece from its front and rear ends. The results of the research can be recommended for the preparation of blanks for stitching on a skew-rolling machine

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

of pipe-rolling units with a blank diameter of up to 200 mm. The implementation of the technical solutions proposed in this article will improve the conditions of gripping at the piercing stage and increase the accuracy of sleeves and pipes due to the reduction of the heterogeneity, which will reduce the level of the metal consumption coefficient.

Key words: billet, stitched cross-rolling machine, sleeve, hydraulic cylinder, rotary table, roller conveyor, matrix, punch, pressing force, sleeve accuracy, metal consumption coefficient.

For citation: Bilodidenko, S. V., Mazur, I. A., Dobriak, V. D., Uhriumov, D. Yu., & Uhriumov, Yu. D. (2024). Processes for preparing a workpiece for piercing on a cross-rolling mill. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 482-500. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-482-500

Стаття надійшла до редакції збірника 23.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-501-516

УДК 621.762.8:004.923

С. В. Аджамський[1,2], Ph. D., с.н.с, ORCID 0000-0002-6095-8646
Р. В. Подольський[1,3], Ph. D., н.с., ORCID 0000-0002-0288-0641
Г. А. Кононенко[1,3,4], д.т.н., ст. дослідник, ORCID 0000-0001-7446-4105
Є.С. Клемешов[3], к.т.н., н.с., ORCID 0000-0001-6486-5319
О. А. Сафронова[3], м.н.с., аспірант, ORCID 0000-0002-4032-4275

[1] *ТОВ «Адитивні лазерні технології України»*
[2] *Інститут транспортних систем і технологій НАН України*
[3] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[4] *НТУ «Дніпровська політехніка»*

РОЗРОБКА РАЦІОНАЛЬНИХ РЕЖИМІВ ТЕРМІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЛЯ ЗМЕНШЕННЯ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ В ДЕТАЛЯХ СКЛАДНОГО ПЕРЕРІЗУ, ВИГОТОВЛЕНИХ ЗІ СТАЛІ 316 L ЗА SLM-ТЕХНОЛОГІЄЮ

Анотація. Залишкові внутрішні напруження є однією з особливостей металевих матеріалів, виготовлених шляхом пошарового сплавлення за SLM-технологією, але вони можуть значно впливати на механічні властивості та геометричні параметри, тому необхідно проводити заходи задля зменшення залишкових напружень. За результатами аналітичних досліджень встановлено, що найбільш ефективним способом зменшення залишкових напружень є термічна обробка. Мета дослідження. Дослідити вплив термічної обробки за різними режимами на зміну внутрішніх напружень I роду за допомогою обчислювань та методом прямих вимірювань як відхилення фактичних геометричних параметрів від заданих розмірів деталі складної форми, виготовленої за SLM -технологією зі сталі AISI 316L. Ідея досліджень. Відомі дослідження впливу внутрішніх напружень в залежності від геометрії деталі переважно виконувались на елементах простої форми. Авторами розроблена модель виробу складного перерізу, що дозволяє оцінити вплив товщини стінки та типу переходу від меншого до більшого перерізу. Матеріал та методика досліджень. Деталь складної форми була виготовлена з металевого порошку сталі 316L за SLM -технологією відповідно до розробленої моделі. З використанням програм QForm та JmatPRO розраховано відхилення геометрії деталі, які виникають під дією залишкових напружень після термічного оброблення за дослідними режимами (нагрів до 899°С, витримка 1 год., охолодження у воді; нагрів до 650°С, 2 год., вода; нагрів до 550°С, 4 год., вода) та виконаний контроль фактичних відхилень геометрії на виробі з застосуванням 3-D сканеру та програмного забезпечення Geomagic ControlX. На основі отриманих результатів надані рекомендації щодо термічної

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

обробки, яка забезпечить ефективне зниження залишкових напружень та збереження вихідної структури, яка формується при виготовленні за SLM - технологією.

Ключові слова: селективне лазерне плавлення, нержавіюча сталь 316L, залишкові внутрішні напруження, термічна обробка.

Посилання для цитування: Розробка раціональних режимів термічної обробки для зменшення залишкових напружень в деталях складного перерізу, виготовлених зі сталі 316L за SLM-технологією / С. В. Аджамський, Р. В. Подольський, Г. А. Кононенко, Є.С. Клемешов, О. А. Сафронова // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 501-516. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-501-516.

Актуальність. Залишкові внутрішні напруження є однією з особливостей металевих матеріалів, виготовлених шляхом пошарового сплавлення за SLM (selective laser melting – англ., селективне лазерне плавлення), але вони можуть значно впливати на механічні властивості та геометричні параметри [1]. Накопичення внутрішніх залишкових напружень, що утворились під час процесу виготовлення, в результаті локального нагріву і охолодження (швидкості охолодження від 10^3 до 10^8 К/с) [2] може спричинити пошкодження та навіть можливий вихід з ладу деталей під час експлуатації [3]. Таким чином, зменшення залишкових внутрішніх напружень вважається одним з найбільш актуальних та важливих проблем у галузі АМ (additive manufacturing - англ. адитивне виробництво) [3-4]. Таким чином питання зменшення шкідливого впливу залишкових внутрішніх напружень потребує фундаментального розуміння їх впливу на геометричні параметри та службові характеристики матеріалів АМ.

Мета дослідження. Дослідити вплив термічної обробки за різними режимами на зміну внутрішніх напружень І роду за допомогою обчислювань та методом прямих вимірювань як відхилення фактичних геометричних параметрів від заданих розмірів деталі складної форми, виготовленої за SLM -технологією зі сталі AISI 316L. Надати рекомендації щодо режимів термічної обробки, яка забезпечить ефективне зниження залишкових напружень та збереження вихідної структури, яка формується при виготовленні за SLM - технологією.

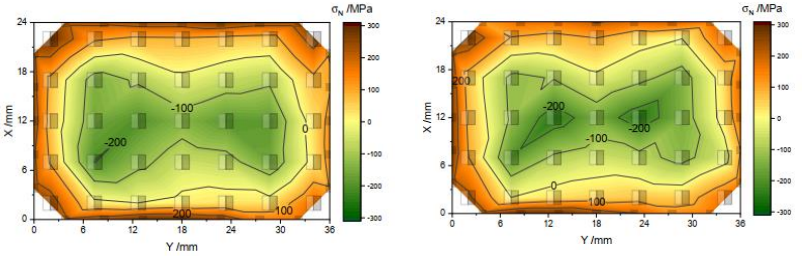
Стан питання. В останні роки виробництво металевих виробів на основі пошарового виготовлення перетворилося з швидкого прототипування в АМ [5]. На відміну від традиційних виробничих технологій, АМ пропонує набагато більшу свободу проектування. Вперше конструкція виробів більше не сильно обмежена методом

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

виробництва, тобто окремими деталями високої складності, наприклад комірчастої конструкції, складна внутрішня структура або охолоджуючі канали можуть бути реалізовані без урахування конкретних правил проектування. Крім того, деталі, розроблені за допомогою комп'ютерних технологій (CAD), можуть бути піддані процедурам топологічної оптимізації [6] і реалізовані без додаткових витрат на технологічне обладнання та операції при виготовленні. Це дає безліч переваг: складна геометрія, зниження ваги, короткий час виконання замовлення, зменшення відходів, інтеграція функцій і т. д. При застосуванні SLM -технології метал піддається впливу лазера, що призводить до його плавлення. Коли метал остигає, виникають напруження стиснення, які можуть призводити до зміни початкової форми (викривлення) виробу [7]. Будова металу деталей, виготовлених за SLM-технологією, має такі особливості, як дрібнозерниста структура, шаруватість, текстура в напрямку росту чи побудови виробу. Також такі вироби схильні до виникнення внутрішніх напружень через градієнт температур та складну геометрію, перехід від великого перерізу до малого. Наявність внутрішніх напружень може призводити до зниження міцності, корозійної стійкості, втомної міцності та стійкості до корозійного розтріскування. Тому для деталей зі сталі AISI 316L, виготовлених за SLM -технологією, необхідні дослідження для попередження утворення та зменшення залишкових напружень.

З результатів аналітичного огляду [8] відомо, що дослідження впливу внутрішніх напружень в залежності від геометрії деталі виконували багато дослідників. Але слід зазначити, переважно ці дослідження виконувались на елементах простої форми, що в свою чергу є неповноцінним аналізом, що пов’язано з відсутністю врахування особливостей геометрії деталей, які виготовлені шляхом АМ. Наприклад, автори роботи [8] провели дослідження на простій фігурі (призма) з розмірами 24 мм × 46 мм × 21 мм, виготовленій зі сталі 316L з метою визначення розподілу внутрішніх напружень на середній висоті шляхом застосування методу рентгенівської дифракції. В рамках цих досліджень було проаналізовано 2 призми, що виготовлені з різними стратегіями сканування, а саме: стратегія спірального сканування, з направленням заповнення від кордонів до центру та навпаки. В результаті даних досліджень авторами [8-9] було встановлено, що для двох стратегій сканування спостерігався подібний розподіл внутрішніх напружень розтягування по крайовим ділянкам та стискаючих по центру. Цей розподіл характеризується стискаючими внутрішніми напруженнями в об’ємі, які врівноважується силою внутрішніх напружень розтягування на поверхні (рис. 1).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



а б

Рисунок 1 – Розподіл внутрішніх напружень в направлені побудови з застосуванням стратегії сканування спіральна: а – від центру до кордонів, б – від кордонів до центру [8]

Автори роботи [2] вважають, що для мінімізації внутрішніх напружень при реалізації SLM -технології передбачено низку можливостей: зміна геометрії CAD-моделі та управління параметрами процесу: зміна розміру фокусної плями, застосування різних типів треків, поворот і зміщення шарів щодо попередніх, різні стратегії друку. В рамках даної роботи керувались твердженням авторів [9], що вплив великих градієнтів температури може призвести до високих значень внутрішніх напружень, що може знизити механічні властивості, такі як міцність, пластичність і довговічність втоми. Матеріал зразка, побудованого по стратегії шахового сканування більш плавно переходить в ділянку самозміцнення, тим самим перешикування кристалічної решітки відбувається при більшому навантаженні, що зберігає запас переходу до незворотних змін матеріалу. За напружень, менших ніж границя плинності, тіло може повернутися до своєї первісної форми і розміру, коли напруження розтягу усунені [10].

При візуальній оцінці деформації (зміни геометрії зразків) в результаті дії залишкових напружень авторами [4] було відзначено, що при прямолінійному порядку друку з поворотом шарів відносно попереднього на 67° через напруження відбувається більше викривлення границі в області тонкого краю в порівнянні із зразками, побудованими при тих самих режимах, але в шаховому порядку.

При дослідженні мікроструктури дослідних зразків, виготовлених з різними параметрами процесу і стратегіями друку встановлено, що зразки не мали дефектів основного тіла (пористість, висока шорсткість). Сформована ванна розплаву основного тіла під впливом лазерного випромінювання шляхом плавлення порошкового шару і матеріалу підкладки має рівномірне проплавлення, чітко побудовані треки.

В результаті автори роботи [4] зробили висновок, що у зразках,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

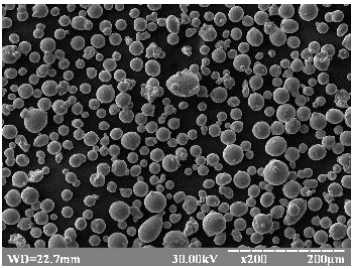
надрукованих із стратегією побудови треків в шаховому порядку з поворотом на 67°, спостерігалося менше викривлення, ніж в зразках з прямолінійною стратегією друку з поворотом на 67°.

Авторами роботи [11] було проведено дослідження на сталі 316L з метою визначення впливу залишкових внутрішніх напружень, спричинених адитивним виробництвом. В рамках цих досліджень [11] авторами було застосовано комплексний підхід для аналізу макронапружень, а саме з застосуванням кореляції цифрового зображення (DIC – аналіз) [12] у поєднанні з видаленням і розрізом робочої пластини та неруйнівного методу, а саме дифракція нейтронами [13]. В результаті авторами [11] було отримана хороша узгодженість між двома методами вимірювання. Щодо впливу стратегії сканування на внутрішні напруження було встановлено, що зменшення залишкових внутрішніх напружень досягалось шляхом зменшення розміру поля сканування, збільшення повороту поля до 45 градусів і збільшення прикладеної енергії на одиницю довжини (потужність/швидкість лазера). Вимірювання дифракції нейтронів показують, що хоча на залишкові напруження в площині впливає обертання острова сканування, осьові залишкові внутрішні напруження не змінюються. Авторами [11] було пояснено таку поведінку в площині розбіжністю між найбільшими тепловими напруженнями (напрямок сканування) та найбільшим розміром деталі.

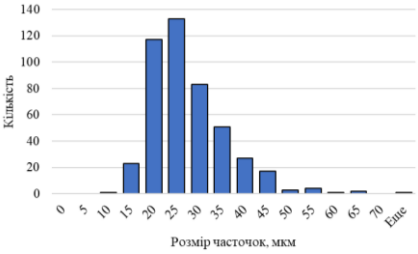
Автори робіт [13] досліджували вплив на внутрішні залишкові напруження зміни довжини та орієнтації векторів лазерного сканування, виконання попереднього та пост-сканування, сканування полів, зміни товщини шару, нагрівання базової пластини та термообробки (ТО) кінцевих деталей. Результати показали, що всі ці модифікації процесу дали покращені значення залишкових напружень, зокрема модифікація параметрів сканування та зменшення температурного градієнта шляхом попереднього нагрівання робочої пластини. В роботі [110] було встановлено, що ТО призвела до 80% зменшення макронапружень більше, ніж оптимізація параметрів для сканування полів (36%).

Матеріал та методика досліджень. Об’єктом дослідження була нержавіюча сталь аустенітного класу 316L, що виготовлена за SLM - технологією. Матеріалом для виготовлення зразків був порошок сталі 316L з розміром частинок 45 + 15 μm. Для визначення форми і розмірів частинок вихідний матеріал був досліджений за допомогою растрового електронного мікроскопа РЕМ-106 (рис. 2, а). На рис. 2, б наведені результати гранулометричного аналізу. Хімічний склад дослідної сталі представлений в таблиці 1 [2].

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



а



б

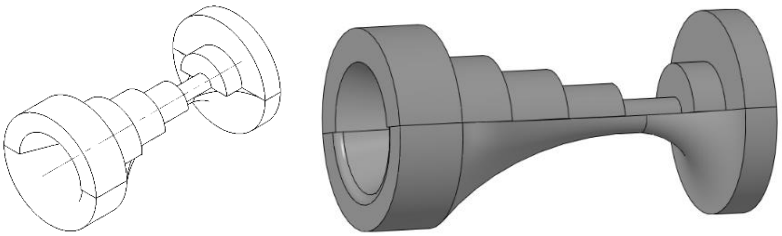
Рисунок 2 - Частинки вихідного матеріалу 316L за збільшення 200 крат (а), результати гранулометричного аналізу (б) [2]

Таблиця 1 – Фактичний хімічний склад досліджуваної сталі 316L, % ваг. [2]

C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Mo
0,016	0,78	0,64	0,005	0,008	17,79	12,63	0,04	2,35

Параметри виготовлення зразків за SLM - технологією: товщина шару – 0,04 мм, потужність 220 Вт, швидкість сканування – 1070 мм/с, діаметр фокусної плями – 0,1 мм з поворотом наступного шару на 67º відносно попереднього.

В рамках роботи було розроблено CAD-модель (рис. 3), що включають основні конструкційні геометричні параметри з якими стикаються при виготовленні деталей в АМ. Дана модель дозволить прогнозувати вплив зміни внутрішніх напружень I роду в залежності від застосованих параметрів нагріву та охолодження.



а б

Рисунок 3 – Запропонована CAD-модель для проведення прогнозних обчислень розміру залишкових напружень після виготовлення за різними режимами за SLM - технологією

Моделювання процесу нагріву - охолодження з тепловідводом при випробуваннях проводилось за допомогою математичного розрахунку в середовищі програмного комплексу ТО QForm. Аналіз процесу

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

загартування зразка проводився за такими етапами:

1. Побудова геометричних об'єктів процесу загартування. Побудова геометрії зразка проводилася в програмі SolidWorks. Креслення експортувалося в форматі *.stp в QForm.

2. Завдання початкових умов. Як вихідні умови задавалися типи операцій – розрахунок ТО, термо-пружно-пластична задача. Температура перед початком гартування – 899, 650 та 550˚С.

3. Завдання граничних умов. У фізико-технологічному сенсі маржинальні умови приймалися як охолоджувач - вода, яка подавалася однорідно по всій поверхні деталі. Він характеризується коефіцієнтом тепловіддачі і температурою охолоджуючого середовища. Значення тепловіддачі встановлювалось в залежності від поверхневої температури металу.

4. Моделювання проводилося для сталі 316L. Для цієї марки сталі методом підбору визначалася залежність коефіцієнта тепловіддачі від температури з урахуванням попередньо отриманого розрахунку фазових діаграм.

Розрахунок фазових діаграм проводився в програмному комплексі JmatPRO з використанням термодинамічних баз даних. Хімічний склад, представлений в таблиці 1, використовували як фактичний. Щоб максимально підвищити точність моделювання, були використанні результати оптичної та електронної мікроскопії та криві швидкості охолодження дослідних зразків після ТО. Слід зазначити, що моделювання проводилось в неізотермічному режимі, враховуючи, що невпорядкована матриця з гранецентрованою кубічною (далі - ГЦК) решіткою утворюється в об’ємі зразка, а інші фази – переважно по границях зерен.

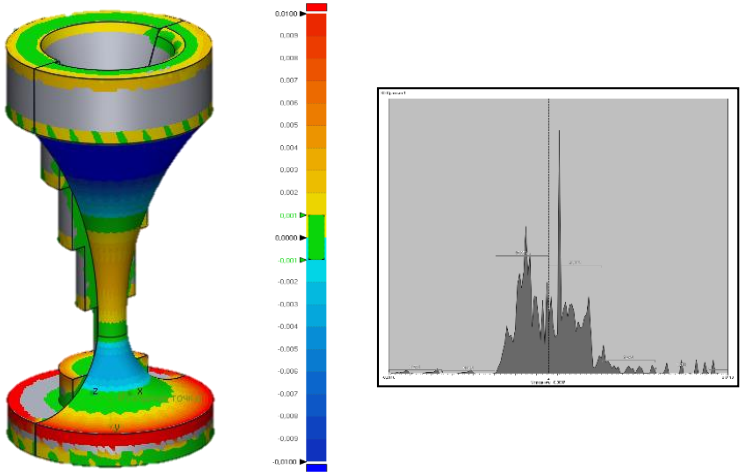
5. На останньому етапі моделювання проводилася адаптація моделі до реального процесу і аналіз оптимальних результатів моделювання. Проводилась верифікація результатів моделювання і при встановленому розходженні вносилися поправки в зміст моделі, а саме до коефіцієнту тепловіддачі.

Експериментальну ТО було проведено з використанням спеціалізованої лабораторної печі СНОЛ 1,6/1100 - ЗС в захисному середовищі аргон. В рамках роботи було проведено ТО дослідних зразків за наступними режимами: режим, який регламентує стандарт AMS 2759/4B для зняття внутрішніх напружень зразків, виготовлених традиційним способом виробництва: нагрів до 899°С з витримкою 1 годину та охолодженням у воді; режим для зняття внутрішніх напружень відповідно до аналітичного огляду: нагрів до 650°С з витримкою 2 години та охолодженням у воді та дослідний режим ТО: нагрів до 550°С з витримкою 4 години та охолодженням у воді.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Контроль залишкових напружень I роду виконували з застосуванням 3-D Сканеру та програмного забезпечення Geomagic ControlX. Дане програмне забезпечення дозволяє проводити аналіз геометрії тривимірних моделей до фактично застосованої CAD- моделі. Таким чином дані дослідження дозволили визначити вплив параметрів ТО на зміну внутрішніх напружень I роду.

Результати. В результаті проведених досліджень внутрішніх напружень I роду розробленої CAD-моделі (рис. 3) та проведеного первинного сканування після процесу виготовлення з видаленням технологічних підтримок було встановлено, що області поза необхідної геометрії переважно знаходяться на виступаючих ділянках, що позиціоновані по області виготовлення в області Up-skin. Слід зазначити, що дослідний зразок, який не проходив етап ТО зазнав зміну геометрії в області скругленого радіусу у від'ємних значеннях ~0,007 мм через внутрішні напруження I роду.



а б

Рисунок 3 – Результати розрахунку внутрішніх залишкових напружень I роду розробленої CAD-моделі після процесу виготовлення за SLM – технологією: а –по об'єму деталі, б – по осьовому перерізу

Виходячи з отриманих результатів було проведено математичне моделювання та фактичну ТО з подальшим скануванням деталей для визначення впливу параметрів ТО на геометричні параметри та внутрішні напруження I роду. В рамках роботи для порівняння розробленої ТО з світовим досвідом було застосовані параметри, що регламентує НТД [14] та рекомендовані як режими для мінімізації

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

внутрішніх напружень [15] для деталей виготовлених за SLM - технологією. Слід зазначити, що основне завдання ТО для зняття внутрішніх напружень полягає в зменшенні знакозмінних напружень для запобігання викривлення геометричної, зеренної та кристалічної структури без принципової зміни структурного стану.

Як початкові умови для математичного моделювання в програмному комплексі QForm були внесені початкові дані щодо симуляції внутрішніх напружень I роду відповідно до процесу виготовлення. Моделювання переважно виконувалось з метою визначення умов формування інтерметалідної фази та можливого її впливу на деформації розробленої моделі та особливості прогрівання деталі в залежності від змінного перерізу деталі, що є однією з основних особливостей виготовлення деталей за LPBF- технологією.

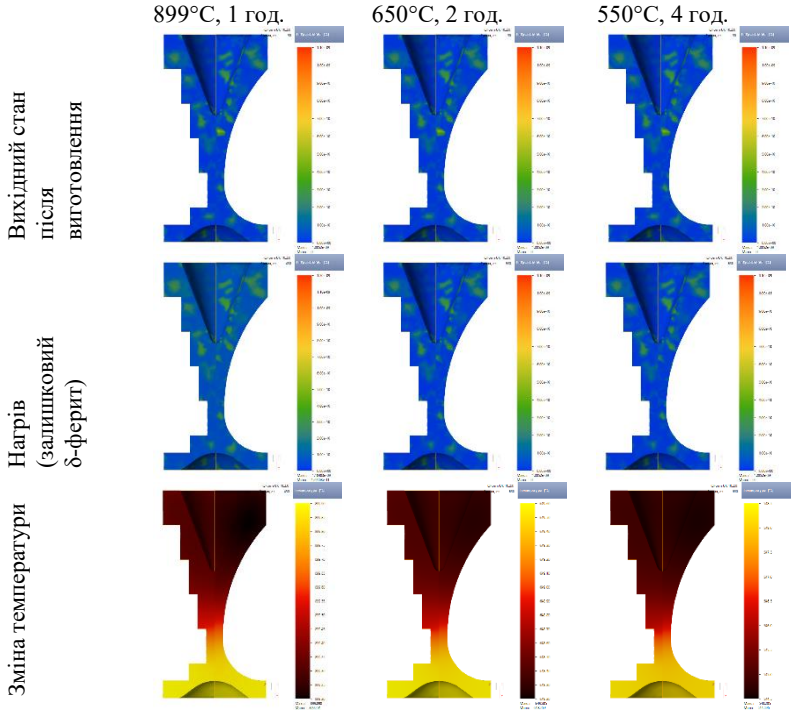


Рисунок 4 – Результати математичного моделювання щодо розподілу відповідних показників по перерізу CAD-моделі після термічної обробки за різними режимами: а – розподіл залишкових напружень у вихідному стані після виготовлення ; б – розподіл кількості залишкового δ-фериту після нагріву; в – розподіл температури після нагріву

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

В результаті проведеного моделювання (рис. 4) встановлено, що геометрія розробленої моделі дозволяє прогнозувати зміну температурних полів в залежності від перерізу дослідної деталі. Аналіз результатів щодо фазово-структурних перетворень показав, що структура переважно складається з аустеніту, але слід зазначити, що присутня незначна кількість δ-фериту, що зберігається по областям деталі з перерізом більше 6 мм, що вказує на формування даної структури через слабкий відті тепла при виготовленні. В результаті моделювання послідуючого нагріву встановлено, що структура δ-фериту зберігається, але слід зазначити, що при нагріві до температури 899 °С та витримці 1 годину кількість даної структурної складової короткочасно збільшується. Таким чином, можна зробити висновок, що ТО сталі 316L відповідно до НТД призводить до гомогенізаційних процесів, які викликають формування небажаної структури, що в свою чергу може призвести до збільшення структурних внутрішніх напружень ІІ роду. В той час, як після обробки за дослідними режимами при температурі 650 та 550°С структура не зазнає змін, що підтверджує твердження науковців [16], щодо проходження ТО в області відновлення.

В результаті аналізу геометричних параметрів деталі після фактичної ТО встановлено (рис. 5 та таблиця 2), що фрагмент області скруглення не зазнає значних змін по геометрії (допустимі відхилення 0,001мм) після ТО за температури 899°С, але слід зазначити, що відповідно до результатів робіт [163] було встановлено, що за такої ТО відбувається зміна трекової текстури, що вказує на атомну дифузію. При аналізі деталі після ТО за температури 650°С встановлено, що структура має незначні відхилення по геометрії, що пов'язані зі збереженням внутрішніх напружень І роду. Цей ефект було виявлено на нависаючих областях, що вказує на недостатність прогріву, як встановлено за результатами математичного моделювання (рис. 4). Дослідний зразок після ТО за розробленим режимом (нагрів до температури 550 °С) показав відсутність значних змін по геометрії нависаючих елементів (в сумі відхилення 0,004 мм) при порівнянні за ТО за режимом 650°С (в сумі відхилення 0,007 мм).

З аналізу загальної кількості та величини геометричних відхилень (табл. 2) встановлено, що поза полем допуску (0,001мм) невідповідності геометрії найбільше значення мав зразок після ТО при 650°С, наступний – 550°С та 899°С відповідно.

Таким чином можна зробити висновок, що при проведенні ТО за температур в області відновлення більш значний вплив на релаксацію внутрішніх напружень чинить час витримки дослідних зразків, а не температурні параметри. Виходячи з вище зазначеного, для дослідно-

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

промислового випробування рекомендовано проведення ТО для зняття внутрішніх напружень за режимом: нагрів до 550°С, витримка 4 години з охолодженням у воді.

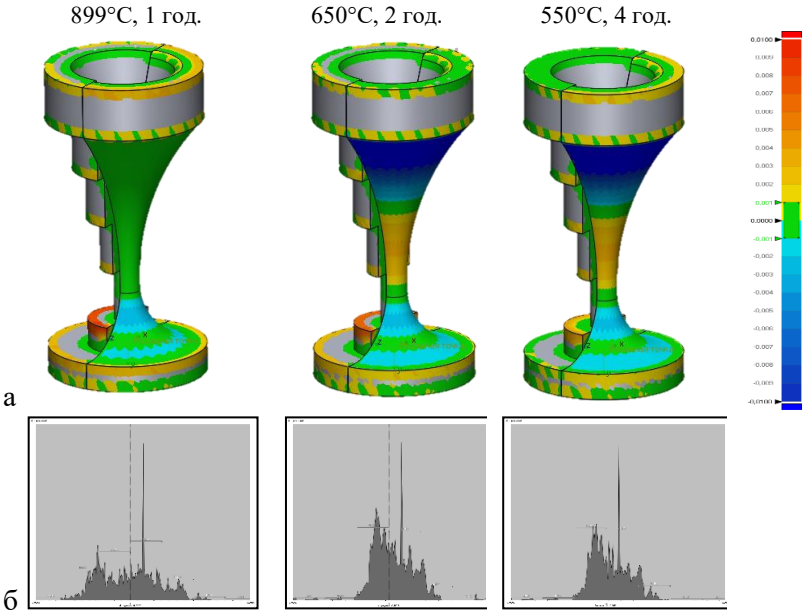


Рисунок 5 - Результати визначення фактичного розподілу відхилень за геометрією відносно заданої моделі по об'єму CAD-моделі (а) та за осьовим перерізом (б) після термічної обробки за різними режимами

Таблиця 2 - Результати аналізу відхилень геометричних параметрів деталі після фактичної термічної обробки від заданої CAD-моделі

ТО	Геометричні параметри, мм				
	Мін. відхилення	Макс. відхилення	Поза полем геометрії відносно CAD-моделі,%	Середнє додатне відхилення	Середнє від'ємне відхилення
899°С	-0,0042	0,0087	56,81	0,0011	0,0016
650°С	-0,0233	0,0077	66,51	0,0013	0,0022
550°С	-0,0230	0,0050	66,10	0,0012	0,0022

Примітка: Допуск ± 0,001 мм

Дослідження, результати яких викладено в статті, фінансувалося Міністерством освіти і науки України в рамках програми «Спільний українсько-австрійський науково-дослідний проект, що виконується в рамках Українсько-австрійського науково-технічного співробітництво»

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

роботи «Удосконалення режимів термообробки AISI316L виробництва SLM для зниження залишкових напружень» (номер держреєстрації 0123U103227) за договором М/29-2024/КС.0226.24 від 30.05.2024.

Висновки

1. Розроблена модель для визначення залишкових внутрішніх напружень I роду залежно від геометричних параметрів виробу (товщина стінки, тип переходу між елементами виробу різного розміру) після виготовлення за SLM-технологією та після наступної термічної обробки за різними режимами.

2. За результатами моделювання у програмному комплексі QForm досліджено вплив термічної обробки за дослідними режимами (нагрів до 899°С, витримка 1 год, охолодження у воді; нагрів до 650°С, 2 год, вода; нагрів до 550°С, 4 год, вода) на зміну фазового складу та геометрії під дією залишкових внутрішніх напружень I роду, які виникають при виготовленні виробу складної геометрії зі сталі 316L за SLM-технологією. Встановлено, що при нагріві до температури 899 °С відбувається гомогенізація з утворенням нових фаз, що в свою чергу може призвести до збільшення структурних внутрішніх напружень II роду. В той час, як після обробки при температурі 650 та 550°С структура не зазнає змін, що свідчить про проходження термічної обробки в області відновлення.

3. За результатами фактичних вимірювань викривлення геометрії деталі встановлено, що в області плавного переходу від більшого до меншого перерізу, відхилення незначні після термічної обробки за температури 899°С, але при цьому відбувається зміна трекової текстури, що вказує на атомну дифузію. Після обробки за температури 650°С встановлено, що структура має незначні відхилення по геометрії, що пов’язані зі збереженням внутрішніх напружень I роду через недостатність прогріву. Після обробки за температури 550 °С встановлено відсутність значних змін по геометрії нависаючих елементів зі збереженням трекової текстури.

4. Рекомендована термічна обробка деталей складної форми зі сталі 316L, виготовлених за SLM-технологією полягає у нагріві до температури 550 °С, витримці протягом 4 годин та прискореному охолодженні у воді. Запропоновані режими забезпечують зниження залишкових напружень та збереження трекової текстури.

Перелік посилань

1. Microscale residual stresses in additively manufactured stainless steel / Chen W., Voisin T., Zhang Y. et al. // Nat Commun. 2019. No. 10. P. 4338. https://doi.org/10.1038/s41467-019-12265-8.

2. Adjamskiy S., Kononenko G., Podolskyi R., Badyuk S. Implementation Of

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Selective Laser Melting Technology In Ukraine. Kyiv : Naukova Dumka, 2022. 116 p. [in Ukrainian]. https://doi.org/10.15407/978-966-00-1856-3.

3. Deb Roy T., Wei H. L., Zuback J. S., Mukherjee T., Elmer J. W., Milewski J. O., Beese A. M., Wilson-Heid A., De A., Zhang W. Additive manufacturing of metallic components–process, structure and properties. Prog. Mater. Sci. 2017. No. 92. P. 112–224.

4. Аджамський С. В., Кононенко Г. А., Подольський Р. В. Вплив параметрів SLM-процесу на формування області кордонів деталей з жароміцного нікелевого сплаву Inconel 718. Космічна наука і технологія. 2021. 27, № 6 (133). С. 105–114. https://doi.org/10.15407/knit2021.06.105.

5. Vayre B., Vignat F., Villeneuve F. Metallic additive manufacturing: state-of-the-art review and prospects. Mech. Ind. 2012. No. 13. P. 89–96.

6. Brackett D., Ashcroft I., Hague R. Topology optimization for additive manufacturing. Proc. SFF Symp. Austin Texas. 2011. P. 348–362.

7. Аджамський С. В., Кононенко Г. А., Подольський Р. В. Вплив технологічних параметрів SLM-процесу на пористість металовиробів. Автоматичне зварювання. 2020. №10. С. 14-20. https://doi.org/10.37434/as2020.10.03.

8. Separation of the Formation Mechanisms of Residual Stresses in LPBF 316L / Ulbricht A., Altenburg S.J., Sprengel M., Sommer K., Mohr G., Fritsch T., Mishurova T., Serrano-Munoz I., Evans A., Hofmann M., Bruno G.// Metals. 2020. No. 10. P. 1234.

9. Effect of hatch length on the development of microstructure, texture and residual stresses in selective laser melted superalloy Inconel 718 / Nadammal N., Cabeza S., Mishurova T., Fritsch T., Kromm A., Seyfert C., Farahbod L., Haberland C., Schneider J., Portella P., Bruno G. // Materials & design. 2017. № 134. P. 139-150. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.08.049.

10. Dovgyy B., Piglione A., Hooper P., Pham M.-S. Comprehensive assessment of the printability of CoNiCrFeMn in Laser Powder Bed Fusion. Materials & Design. 2020. № 194. P. 108845. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.108845.

11. An Experimental Investigation into Additive Manufacturing-Induced Residual Stresses in 316L Stainless Steel / Wu A. S., Brown D. W., Kumar M., Gallegos G. F., King W. E. // Metall. Mater. Trans. A. 2014. No. 45. P. 6260–6270

12. Dovgyy B., Piglione A., Hooper P., Pham M.-S. Comprehensive assessment of the printability of CoNiCrFeMn in Laser Powder Bed Fusion. Materials & Design. 2020. №194. P. 108845. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.108845.

13. Kruth J.-P., Deckers J., Yasa E., Wauthlé R. Assessing and Comparing Influencing Factors of Residual Stresses in Selective Laser Melting Using a Novel Analysis Method. Proc. Inst. Mech. Eng. 2012. №226. P. 980–991. https://doi.org/10.1177/0954405412437085.

14. Adjamsky, S. V., Kononenko, G. A., Podolskyi, R. V. et al. Mechanical Properties and Microstructure of the 316L Steel Produced by Different Methods. Powder Metall Met Ceram 62, 436–444 (2023). https://doi.org/10.1007/s11106-024-00405-9.

15. Additive manufactured 316l stainless-steel specimens: Microstructure, residual stress and corrosion characteristics after post-processing / Santa-Aho S.,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Kiviluoma M., Jokiaho T., Gundgire T., Honkanen M., Lindgren M., Vippola M. // Metals. 2021. №11. P. 182. https://doi.org/10.3390/met11020182.

16. T. Ronneberg, C.M. Davies, P.A. Hooper. Revealing Relationships Between Porosity, Microstructure and Mechanical Properties of Laser Powder Bed Fusion 316L Stainless Steel Through Heat Treatment, Mater. Des. 2020. Vol. 189, 108481. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.108481.

17. Grain boundary and microstructure engineering of Inconel 690 cladding on stainless-steel 316L using electron-beam powder bed fusion additive manufacturing / Segura I., Murr L., Terrazas C., Bermudez D., Mireles, J., Injeti V., Li K., Yu B., Misra R., Wicker R. // J. Mater. Sci. Technol. 2019. No. 35. P. 351–367. https://doi.org/10.1016/j.jmst.2018.09.059.

References

1. Chen W., Voisin T., Zhang Y. et al. (2019). Microscale residual stresses in additively manufactured stainless steel. *Nat Commun*., 10, 4338

2. Adjamskiy, S., Kononenko, G., Podolskyi, R., Badyuk, S. (2022). *Implementation Of Selective Laser Melting Technology In Ukraine*. Naukova Dumka. https://doi.org/10.15407/978-966-00-1856-3

3. DebRoy, T., Wei, H. L., Zuback, J. S., Mukherjee, T., Elmer, J. W., Milewski, J. O., Beese, A. M., Wilson-Heid, A., De A., & Zhang, W. (2017). Additive manufacturing of metallic components–process, structure and properties. *Prog. Mater. Sci*., 92, 112–224

4. Adzhamsky, S. V., Kononenko, G. A., & Podolsky, R. V. (2021). Influence of SLM process parameters on the formation of the boundary region of parts made of heat-resistant nickel alloy Inconel 718. *Space Science and Technology*. 27, 6 (133). 105—114. https://doi.org/10.15407/knit2021.06.105

5. Vayre, B., Vignat, F., & Villeneuve, F. (2012). Metallic additive manufacturing: state-of-the-art review and prospects. *Mech. Ind*., 13, 89–96

6. Brackett, D., Ashcroft, I., Hague, R. Topology optimization for additive manufacturing. *Proc. SFF Symp. Austin Texas. 2011*, 348–362

7. Adzhamsky, S. V., Kononenko, G. A., & Podolsky, R. V. (2020). Influence of technological parameters of the SLM process on the porosity of metal products. *Automatic welding*, 10, 14-20. https://doi.org/10.37434/as2020.10.03

8. Ulbricht, A., Altenburg, S. J., Sprengel, M., Sommer, K., Mohr, G., Fritsch, T., Mishurova, T., Serrano-Munoz, I., Evans, A., Hofmann, M., & Bruno, G. (2020). Separation of the Formation Mechanisms of Residual Stresses in LPBF 316L. *Metals*, 10, 1234

9. Nadammal, N., Cabeza, S., Mishurova, T., Fritsch, T., Kromm, A., Seyfert, C., Farahbod, L., Haberland, C., Schneider, J., Portella, P., & Bruno, G. (2017). Effect of hatch length on the development of microstructure, texture and residual stresses in selective laser melted superalloy Inconel 718. *Materials & Design*, 134, 139-150. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.08.049

10. Dovgyy, B., Piglione, A., Hooper, P., & Pham, M.-S. (2020). Comprehensive assessment of the printability of CoNiCrFeMn in Laser Powder Bed Fusion. *Materials & Design*, 194, 108845. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.108845

11. Wu, A. S., Brown, D. W., Kumar, M., Gallegos, G. F., & King, W. E. (2014). An Experimental Investigation into Additive Manufacturing-Induced Residual

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Stresses in 316L Stainless Steel. *Metall. Mater. Trans. A*, 45, 6260–6270

12. Dovgyy, B., Piglione, A., Hooper, P., & Pham, M.-S. (2020). Comprehensive assessment of the printability of CoNiCrFeMn in Laser Powder Bed Fusion. *Materials & Design*, 194, 108845. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.108845

13. Kruth, J.-P., Deckers, J., Yasa, E., & Wauthlé, R. (2012). Assessing and Comparing Influencing Factors of Residual Stresses in Selective Laser Melting Using a Novel Analysis Method. *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 226, 980–991. https://doi.org/10.1177/0954405412437085

14. Adjamsky, S. V., Kononenko, G. A., Podolskyi, R. V. et al. (2023). Mechanical Properties and Microstructure of the 316L Steel Produced by Different Methods. *Powder Metall Met Ceram.*, 62, 436–444. https://doi.org/10.1007/s11106-024-00405-9

15. Santa-Aho, S., Kiviluoma, M., Jokiaho, T., Gundgire, T., Honkanen, M., Lindgren, M., & Vippola, M. (2021). Additive manufactured 316l stainless-steel specimens: Microstructure, residual stress and corrosion characteristics after post-processing. *Metals*, 11, 182. https://doi.org/10.3390/met11020182

16. Ronneberg, T., Davies, C. M., & Hooper, P. A. (2020). Revealing Relationships Between Porosity, Microstructure and Mechanical Properties of Laser Powder Bed Fusion 316L Stainless Steel Through Heat Treatment. *Mater. Des.*, 189, 108481. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.108481

17. Segura, I., Murr, L., Terrazas, C., Bermudez, D., Mireles, J., Injeti, V., Li, K., Yu.B., Misr,a R., & Wicker, R. (2019). Grain boundary and microstructure engineering of Inconel 690 cladding on stainless-steel 316L using electron-beam powder bed fusion additive manufacturing. *J. Mater. Sci. Technol.*, 35, 351–367. https://doi.org/10.1016/j.jmst.2018.09.059

S. V. Adjamskiy[1,2], Ph. D., Senior Researcher, ORCID 0000-0002-6095-8646
R. V. Podolskyi[1,3], Ph. D., Researcher, ORCID 0000-0002-0288-0641
G. A. Kononenko[1,4], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7446-4105
E. S. Klemeshov[3], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-6486-5319
O. A. Safronova[1], Ph. D. Student, Junior Researcher, ORCID 0000-0002-4032-4275

[1] *LLC "Additive Laser Technologies of Ukraine"*
[2] *Institute of Transport Systems and Technologies National Academy of Sciences of Ukraine*
[3] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[4] *National Technical University "Dnipro Polytechnic"*

DEVELOPMENT OF RATIONAL HEAT TREATMENT REGIMES TO REDUCE RESIDUAL STRESSES IN PARTS OF COMPLEX CROSS-SECTION MADE OF 316L STEEL USING SLM TECHNOLOGY

Abstract. Residual internal stresses are one of the features of metallic materials manufactured by layer-by-layer fusion using SLM technology, but they can significantly affect mechanical properties and geometric parameters, therefore, it is necessary to take measures to reduce residual stresses. According to the results of analytical studies, it was found that the most effective way to reduce residual stresses

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

is heat treatment. Purpose of the study. To investigate the influence of heat treatment under different regimes on the change in internal stresses of the first kind using calculations and direct measurements as a deviation of the actual geometric parameters from the specified dimensions of a part of a complex shape manufactured using SLM technology from AISI 316L steel. Research idea. Known studies of the influence of internal stresses depending on the geometry of the part were mainly carried out on elements of a simple shape. The authors developed a model of a product with a complex cross-section, which allows assessing the influence of the wall thickness and the type of transition from a smaller to a larger cross-section. Material and research methodology. A complex-shaped part was manufactured from 316L steel powder using SLM technology according to the developed model. Using the QForm and JmatPRO programs, the deviations in the geometry of the part that arise under the influence of residual stresses after heat treatment using experimental modes (heating to 899°C, holding for 1 hour, cooling in water; heating to 650°C, 2 hours, water; heating to 550°C, 4 hours, water) were calculated and the actual geometry deviations on the product were monitored using a 3-D scanner and Geomagic ControlX software. Based on the results obtained, recommendations were given for heat treatment that will ensure effective reduction of residual stresses and preservation of the initial structure formed during manufacturing using SLM technology.

Key words: homogeneous thick sheet steel, hardness, strength, impact strength, bainite ferrite, heat treatment.

For citation: Adjamskiy, S. V., Podolskyi, R. V., Kononenko, G. A., Klemeshov, E. S., & Safronova, O. A. (2024). Development of rational heat treatment regimes to reduce residual stresses in parts of complex cross-section made of 316L steel using SLM technology. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 501-516. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-501-516

Стаття надійшла до редакції збірника 04.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-517-541
УДК 629.76/.78:621.002.3

О. І. Бабаченко[1], чл.-кор. НАН України, д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-4710-0343
Г. А. Кононенко[1,2], д.т.н., ст. дослідник, ORCID 0000-0001-7446-4105
Р. В. Подольський[1], Ph. D., н.с., ORCID 0000-0002-0288-0641
О. А. Сафронова[1], м.н.с., ORCID 0000-0002-4032-4275
О. А. Шпак[1], м.н.с.

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *НТУ «Дніпровська політехніка»*

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗВ'ЯЗКУ МІКРОСТРУКТУРИ ТА ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ДЕФЕКТІВ КОЛЕСА І РЕЙКИ

Анотація. Безпека та економічна доцільність залізничного транспорту значною мірою визначаються надійністю та ефективністю роботи пари колесо-рейка. При цьому інтенсивність зношування елементів і швидкість розвитку втомних дефектів повинні бути такими, щоб забезпечувалася економічно доцільна експлуатація рухомого складу та шляхів. Експлуатаційна надійність та довговічність пари колесо-рейка забезпечується за раціонального балансу зношування та зносостійкості. Мета: виконати аналіз різних видів експлуатаційних дефектів, які виникають на поверхні кочення колеса та головки рейки та дослідити структурні зміни в області виникнення цих дефектів. Матеріал та методика досліджень. В роботі проводили аналіз мікроструктури в області робочої поверхні залізничних коліс та рейок, на яких утворились дефекти під час експлуатації. Досліджувані колеса марок 2, Т були виготовлені за ДСТУ ГОСТ 10791:2016; ER7, ER8 R8 – за EN 13262:2020. Залізничні рейки категорій R260Mn, R370Cr та U75 за EN13674-1:2016. Результати досліджень. Виконаний аналіз видів експлуатаційних дефектів, які виникають на робочій поверхні ободу колеса та головки рейки. Встановлено, що в основному дефекти, які утворюються під час експлуатації, пов'язані з накопиченням теплової та механічної втоми, зносом поверхні контакту колесо-рейка, пластичною деформацією, виникненням повзунів з утворенням мартенситу в зонах, які підлягають інтенсивній дії тепла під час гальмування. Показано, що контактна втома при коченні через різний розподіл результуючої сили для рейок, які підлягають в основному силам тяги, та для коліс, які більше підлягають дії сил гальмування, дефекти можуть виявлятися різною мірою. Щодо дефектів термічного походження, незважаючи на виявлені деякі відмінності (різний за зовнішнім виглядом характер вищербин і структурні відмінності металу в зоні, прилеглій до областей, що містять зазначений дефект), для коліс різних типів та рейок, природа утворення зазначеного дефекту однакова. Зносостійкість в

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

першу чергу визначається рівнем міцності та твердості в парі колесо-рейка, при цьому колесо має бути менш зносостійким. Висновок. Вихідний структурний стан, хімічний склад, рівень механічних властивостей та їх рівномірність, залежать від способу виробництва та можуть впливати на опір утворенню експлуатаційних дефектів на робочій поверхні коліс та рейок. Для забезпечення раціональної ефективної експлуатації залізничного транспорту необхідно обґрунтовано обирати пару колесо-рейка, враховуючи призначення перевезень, рівень твердості, величину навантаження, швидкість руху, хімічний склад та твердість металу колеса та рейки.

Ключові слова: зношування, контактна втома кочення, твердість, залізничне колесо, залізнична рейка, тріщина, мікроструктура.

Посилання для цитування: Дослідження зв'язку мікроструктури та експлуатаційних дефектів колеса і рейки / О. І. Бабаченко, Г. А. Кононенко, Р. В. Подольський, О. А. Сафронова, О. А. Шпак // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 517-541. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-517-541.

Актуальність. Розвиток залізничного транспорту має стратегічне значення в умовах воєнного стану та у період повоєнного відновлення України. Залізничний транспорт наразі використовують для важливих логістичних операцій, які виконують завдання щодо підтримки оборони та виконання міжнародних зобов'язань.

Цей вид транспорту має широкі перспективи розширення застосування у майбутньому, оскільки є достатньо ефективним та екологічним як електричний транспорт. За середніми значеннями викидів CO_2 залізничний транспорт має в 3-5 разів нижчі значення, ніж особистий автотранспорт та важкі вантажні автомобілі, поїздки характеризуються невеликою тривалістю, комфортабельністю та помірною вартістю.

Безпека та економічна доцільність залізничного транспорту значною мірою визначаються надійністю та ефективністю роботи пари колесо-рейка. Застосовувані матеріали для металопрокату залізничного призначення повинні мати високу міцність, щоб сприймати вертикальні та бічні статичні навантаження та динамічні впливи, викликані вертикальними та горизонтальними прискореннями елементів рухомого складу. При цьому інтенсивність зношування елементів і швидкість розвитку втомних дефектів повинні бути такими, щоб забезпечувалася економічно доцільна експлуатація рухомого складу та шляхів.

Контактна втома і знос є конкуруючими механізмами ушкодження і при поєднанні певних умов почергово виникають на залізницях, що призводить до підвищеної змінності коліс та рейок.

Експлуатаційна надійність та довговічність пари колесо-рейка

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

забезпечується за раціонального балансу зношування та зносостійкості.

Мета: виконати аналіз різних видів експлуатаційних дефектів, які виникають на поверхні кочення колеса та головки рейки та дослідити структурні зміни в області виникнення цих дефектів.

Матеріал та методика досліджень. В роботі проводили аналіз мікроструктури в області робочої поверхні залізничних коліс та рейок, на яких утворились дефекти під час експлуатації. Досліджувані колеса марок 2, Т були виготовлені за ДСТУ ГОСТ 10791:2016; ER7, ER8 R8 – за EN 13262:2020. Залізничні рейки категорій R260Mn, R370Cr та U75 за EN13674-1:2016.

Стан питання. Для виробництва залізничних коліс та рейок традиційно використовують в усьому світі вуглецеві сталі, які містять марганець та кремній. В основному дефекти, які утворюються під час експлуатації, пов’язані з накопиченням теплової та механічної втоми, зносом поверхні контакту колесо-рейка, пластичною деформацією, виникненням повзунів з утворенням мартенситу в зонах, які підлягають інтенсивній дії тепла під час гальмування.

Взаємодія колеса і рейки є фізичною основою руху поїздів по залізничному шліху. Саме воно значною мірою визначає безпеку та найважливіші техніко-економічні показники, як то маса потягу, швидкість їх руху та рівень експлуатаційних витрат. При цьому вимоги до показників взаємодії коліс та рейок суперечливі. В світі фахівці часто говорять о парах (рейка - колесо, колодка-колесо). Однак, в більшості випадків ці окремі деталі створюються різними компаніями або відділами.

Втома від контакту при коченні (RCF) є основною причиною серйозних пошкоджень залізничних коліс та основною причиною виходу з ладу коліс у багатьох країнах. Це також є причиною виходу з ладу рейок, які часто піддаються аналогічним пошкодженням. Зазвичай цей дефект розвивається через ініціацію та поширення поверхневих тріщин під дією циклічно повторюваної дії механічного навантаження [1, 2].

Контактна втома при коченні – це втома, пов'язана з дефектом, який індукується в результаті впливу рівнодіючої сили тертя, що повторюється, в додаток до постійного вертикального контактного тиску колеса на рейки, що виявляється на одній і тій же частині колеса. Однак, через різний розподіл результуючої сили, дефекти можуть виявлятися різною мірою. Рейки, в основному, піддаються силам тяги, тоді як колеса більше підлягають дії сил гальмування.

Після утворення кількість втомних тріщин поступово збільшується. Це відбувається через повторюване механічне навантаження на матеріал та гідростатичний тиск рідин, які потрапляють в тріщини з

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

колеса або головки рейки під час обертання колеса по рейкам. Зростання цих тріщин призводить до відшаровування металу на поверхні кочення колеса. Це може призвести до певних наслідків навіть за короткий час. При цьому відомо про властивість тріщин «зникати» під час зношування.

Контактні поверхні «колесо-рейка», які працюють у відкритих системах , постійно підлягають впливу факторів довколишнього середовища таких як вода, відносна вологість, температура, листва та. В дослідженні [3] двохдисковий пристрій для випробувань на тертя та за умов кочення – ковзання з контрольованою кліматичною камерою використовувалось для виконання експериментів по вивченню впливу високої температури та вологості на зношування та пошкоджуваність рейкової сталі U71Mn. За підвищення температури і вологості овжина тріщини на поверхні рейки постійно зростала та розповсюджувалась до центру матеріалу, що підсилювало конкуренцію між зношуванням і контрактною втомою кочення. Коли знос був менше, ніж втома кочення, поверхні рейок підлягали сильному розтріскуванню.

Втомне вищерблення. При високих циклічних напруженнях в контакті на поверхні кочення з'являються тріщини, які поширюються і на більш значну глибину (15- 20 мм). Виникнення тріщин спостерігається також за наявності концентраторів напружень на деякій відстані від поверхні як обода колеса так і головки рейки.

Основною характеристикою, що визначає стійкість сталі проти втомного викришування, є її міцність. Встановлено, що більш високий опір втомному викришуванню має сталь з пластинчастою будовою карбідної фази. Сталі з дрібнозернистою будовою мають більш високий опір пластичній деформації [4, 5]. Неметалеві включення несприятливої форми (строчечні, гострокутні) сприяють виникненню дефектів втомного походження.

Знос поверхні кочення (RCF). Зношування колеса – це зміна профілю поверхні кочення, викликаного силами взаємодії його з рейкою [6-8]

Значна частина відмов залізничних коліс/рейок відбувається не в результаті руйнування, а внаслідок зношування поверхонь що труться. За цим видом дефекту обточується, фрезерується та шліфується близько 50% всіх коліс та рейок при ремонті [9, 10] таким чином зменшуючи загальний термін служби [11].

На стійкість проти зношування істотно впливає твердість [12-14]. При виборі оптимального співвідношення міцності елементів пари колесо - рейка рекомендується використовувати комплексний підхід [15, 16]. Для підвищення зносостійкості залізничних коліс та рейок необхідно проводити їх зміцнюючу термічну обробку з метою

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

отримання в робочому шарі пластинчастих дрібнодисперсних продуктів розпаду аустеніту.

Дослідженню твердості завжди приділяли велику увагу, оскільки цей показник дозволяє побічно судити про деякі фізико-хімічні властивості матеріалу. Характер зміни твердості добре корелює із зносостійкістю. Довгий час вважали, що зношування поверхонь тертя - результат мікрорізання її твердими частинками. Тому зносостійкість пов'язували із підвищенням твердості деталей.

Процесу зношування властиво безперервне деформування, руйнування та відділення на окремих ділянках поверхневого шару зі стабільними властивостями. Знос колеса та рейки впливає на властивості контакту. Наклепаний робочий шар металу на поверхні кочення коліс деформується. Якщо твердість поверхні кочення нового ободу становить 255-320 НВ, то наклепаного досягає 600НВ. При цьому твердість змінюється не тільки вздовж профілю поверхні кочення, а й у глиб колеса від максимального значення до твердості вихідного матеріалу. При русі рухомого складу, особливо в кривих ділянках шляху, виникають навантаження і тертя між гребенем і головкою зовнішньої рейки, що призводить до більш інтенсивного зносу. Ці негативні явища зростають із зменшенням радіусу кривих, зростанням осьових навантажень та швидкостей руху. Так, зі збільшенням швидкості на 10 км/год підвищуються бічні сили на 4-14%, які пропорційні вертикальному тиску колеса на рейку.

В ідеальному випадку для забезпечення мінімальної взаємодії зі шляхом візок має рухатись по рейковій колії прямолінійно, без набігання гребенями коліс на рейки. Однак під дією нерівностей верхньої будови шліху і на поверхні кочення коліс колісна пара здійснює складні перміщення у просторі, які через букси та ресорне підвішування передаються візку. Конусність поверхні кочення коліс і підуклона рейок сприяють прямолінійному руху екіпажу в прямих ділянках без набігання гребеня колеса на рейку. Вона ж забезпечує вписування в криві, компенсуючи різність дотичної швидкості коліс, які котяться по зовнішній та внутрішній рейці, до того моменту, поки зовнішнє колесо починає проковзувати по рейці і виникають додаткові поздовжні сили між гребенем колеса і робочою гранню зовнішньої рейки.

Зі зростанням навантаження збільшується обсяг поверхневих шарів металу, які піддаються деформації, що призводить до підвищення температури при контакті колеса та рейки.

Англійські дослідники Спура та Ньюкомб довели, що інтенсивність зношування прямо пропорційна навантаженню та зробили висновок, що зі зростанням навантаження на колісну пару колеса швидше зношуються, а при неправильному розподілі навантаження на колесо

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

знижується пробіг колісних пар.

Взаємодію між зношуванням та контактною втомою за мокрого контакту досліджували за допомогою експерименту на двохдисковому стенді. Зразки різних сталей залізничних коліс були поєднані в пари зі зразками однієї й тієї ж сталі рейкової сталі, яка підлягала мокрому контакту кочення, ковзання і ковзання з різним співвідношенням ковзання/кочення [17]. Підвищення тиску рідини, захопленої в поверхневих тріщинах, було причиною швидкого і серйозного пошкодження за випробувань в умовах сухого та вологого стану через зародження поверхневих тріщин в результаті храпового механізму в сухій фазі, які в подальшому розповсюджуються у вологій фазі.

Коли поверхневі тріщини підлягають вологому контакту через дощ аьо сніг, які падають на поверхню контакту колесо-рейка, вони можуть швидко розповсюджуватись всередину під дією тиску рідини, захопленої всередині тріщини, викликаючи дуже серйозні пошкодження [18].

Для попередження розвитку сітки тріщин і утворення вищербин колеса зазвичай через рівні проміжки часу перепрофілюють. Ця практика є вартісною та скорочує термін експлуатації колеса, але вона необхідна з міркувань безпеки, оскільки відшаровування матеріалу від кола кочення колеса може мати серйозні наслідки. Пластична деформація кола кочення також може призвести до зміни профілю поперечного перерізу та овальності. Знос може призвести до руйнування ободу, тонкому гребню і некруглості.

Білий шар, повзун. Стан колії та колісних пар чинить вирішальний вплив на вертикальні та горизонтальні сили. Кочення колеса по рейці здійснюється по вузькій полосі кола кочення. При цьому вимагається ідеально кругле колесо і пласка поверхня рейки. Якщо у колеса буде наявний повзун або овальність, за кожного оберту колеса рейка буде підлягати ударним навантаженням і реакція від цих ударів буде передаватись на підрейкову основу, а також на ресорне підвішування та кузов рухомого складу, погіршуючи умови перевезення. Подібні явища відбуваються за наявності нерівностей у рейок. З врахуванням того, що колісна пара має непідресорену масу 1,5 т, динамічний вплив виходить досить значним [19].

Повзуни є найбільш характерним дефектом колеса. Повзуни зазвичай утворюються внаслідок повного або часткового блокування колісної пари, в той час як рухомий склад все ще рухається зі швидкістю. Досягають значної величини сили тертя (різниця між частотою обертання колеса та лінійною швидкістю рухомого складу) між стаціонарним колесом та головкою рейки. Невірне уявлення про повзуни складається, коли говорять що вони утворюються через стирання коліс в

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

результаті ковзання по головці рейки. Насправді цей дефект відносять до термічних дефектів, він виникає в результаті значної тепловіддачі під час ковзання, внаслідок чого і утворюється більшість дефектів, в деяких випадках все ж проявляється мі механічне зношування. Коли колесо ковзає по рейці, результуюче терті нагріває поле зчеплення до значної температури (800 - 850°С), преобразуючи при цьому перліт сталі в аустеніт. Під час виходу нагрітої ділянки з зони контакту, відбувається його миттєве охолодження, особливо коли колесо обертається і торкається до холодної сталі головки рейки, шляхом такого швидкого охолодження аустеніт перетворюється на мартенсит.

Навари і термічні тріщини. Застосування композиційних гальмівних колодок збільшило вихід коліс з ладу по наварам і термічним тріщинам [20]. Навари (наволочування металу на поверхню кочення) утворюються при певних умовах гальмування, коли має місце ковзання колеса по рейці з незначним імпульсним поворотом. Структура наволочуваних ділянок металу, як і повзунів, представлена мартенситом. Його утворення пов'язане з впливом на поверхню високого тиску і температури. За місцем наварів при подальшій експлуатації також утворюються вищербини. При роботі в системі колесо/рейка в умовах різких повторюваних гальмувань на поверхні кочення утворюються термічні тріщини, які є наслідком збільшеного теплового навантаження на обод: за рахунок застосування композиційних колодок: приблизно 95-97% тепла гальмування відводиться колесом і тільки 3-5% розсіюється колодкою [21] в той же час при гальмуванні обод колеса при взаємодії з рейкою нагріває поверхню кочення головки рейки, тим самим підвищуючи її температуру, через що виникають термічні тріщини на головці рейки. Утворені на поверхні кочення термічні тріщини найчастіше переходять в вищербини. Ці дефекти утворюються як у випадках, коли температура поверхні перевищує критичні точки сталі, так і при більш низьких температурах. В останньому випадку тріщини є наслідком циклічних температурних напружень, що перевищують границю втоми сталі.

Вирішальний вплив на частоту утворення цього типу пошкоджень надає вміст вуглецю. Підвищення опору викришуванню гальмівного типу може бути досягнуто шляхом вибору сталі, хімічний склад якої забезпечує підвищення значень критичних точок, мінімальну схильність до утворення загартованих ділянок, а також мінімальну крихкість мартенситу, що утворюється на поверхні тертя коліс. Основними механічними характеристиками, що впливають на схильність вуглецевих сталей до утворення термічних тріщин, є пластичність і в'язкість, що залежать від вмісту вуглецю та структурного стану.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Вищербини. Відомо, що на утворення вищербин впливає цілий ряд факторів експлуатаційного і матеріалознавчого характеру [11, 22-23]. До перших відносяться інтенсивність гальмування, швидкість руху вагона, стан гальмівної системи і ін. Матеріалознавчими факторами в першу чергу є хімічний склад колісної та рейкової сталі та їх рівень твердості [24-27].

Руйнування. Це явище ініціюється концентраторами напружень у вигляді втомних тріщин і термічних тріщин. Спостерігаються і крихкі (раптові) руйнування коліс та рейок. Дослідження коліс та рейок, що були крихко зруйновані, показали, що крім названих однією з причин зламів може бути і високий рівень залишкових напружень, що виникають в процесі виготовлення коліс та рейок [21]. Крихке руйнування виникає при цьому в результаті накладення робочих (насамперед теплових) напружень на залишкові. Схильність сталі до крихкого руйнування в значній мірі визначається її властивостями.

З аналізу наявних поглядів щодо утворення експлуатаційних дефектів випливає, що в основному вони зосередженні на розподілі напружень від механічних навантажень та візуальних зовнішніх характеристиках поверхні контакту ободу колеса то головки рейки. Відомі деякі дослідження, які враховують структурний стан та хімічний склад матеріалів, рівень та співвідношення твердості пари колесо-рейка. Але вплив хімічної та структурної мікронеоднорідності вивчений недостатньо.

Результати досліджень. Періодичне навантаження на поверхню обода колеса і сили тертя, що діють, призводять до місцевої пластичної деформації. Як тільки за рахунок пластичної деформації збільшиться деформованість матеріалу, паралельно куту даної деформації утворюються тріщини та формується дефекти втоми від контакту при коченні (рис. 1 та рис. 2). Утворення таких тріщин відбувається під кутом до робочої поверхні, потім вони змінюються напрямок і надалі не заглиблюються.

Механізм зношуваня коліс та рейок не завжди однаковий. Теплові явища, що відбуваються на поверхні, в значній мірі визначаються і супроводжуються процесами пластичної деформації. При невеликому прослизанні зношування може відбуватися в основному за рахунок відділення пластично деформованих частинок металу. У поверхневих шарах металу внаслідок зміцнення від наклепання і втрати пластичності з'являються мікроскопічні тріщини, розвиток яких і призводить до відокремлення частинок металу колеса та рейки (рис. 3, рис. 2 відповідно). При терті кочення з ковзанням зношування відбувається також за рахунок стирання - механічного відриву від поверхні деформованих, окислених або зі зміненою структурою частинок металу.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

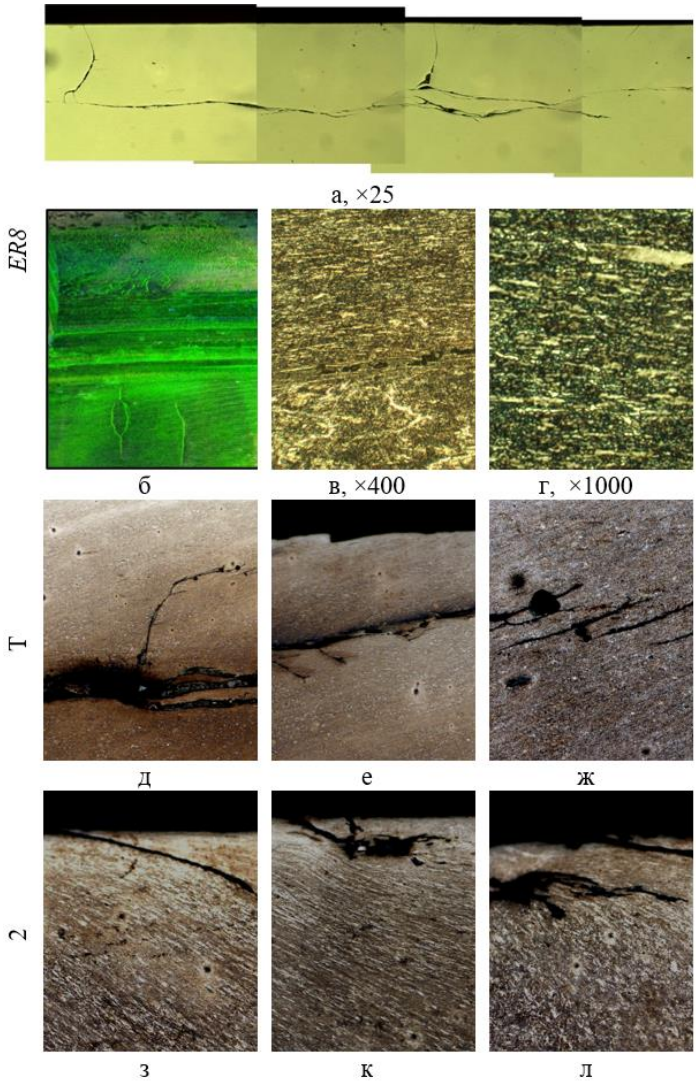


Рисунок 1 – Втомне пошкодження поверхні кочення залізничних коліс марки ER8, 2 та Т: а- магістральна втомна тріщина, що утворилась під поверхнею кочення, б- магніто-порошковий контроль зони з дефектом (тріщина), в- пластична деформація металу з початком формування тріщини, г-основний метал поверхні кочення після експлуатації, д- місце зародження магістральної втомної тріщини; е- вихід втомної тріщини на поверхню кочення; ж- вершина одного з відгалужень магістральної тріщини, з, к, л- утворення втомних тріщин в ободі колеса зі сталі марки 2

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

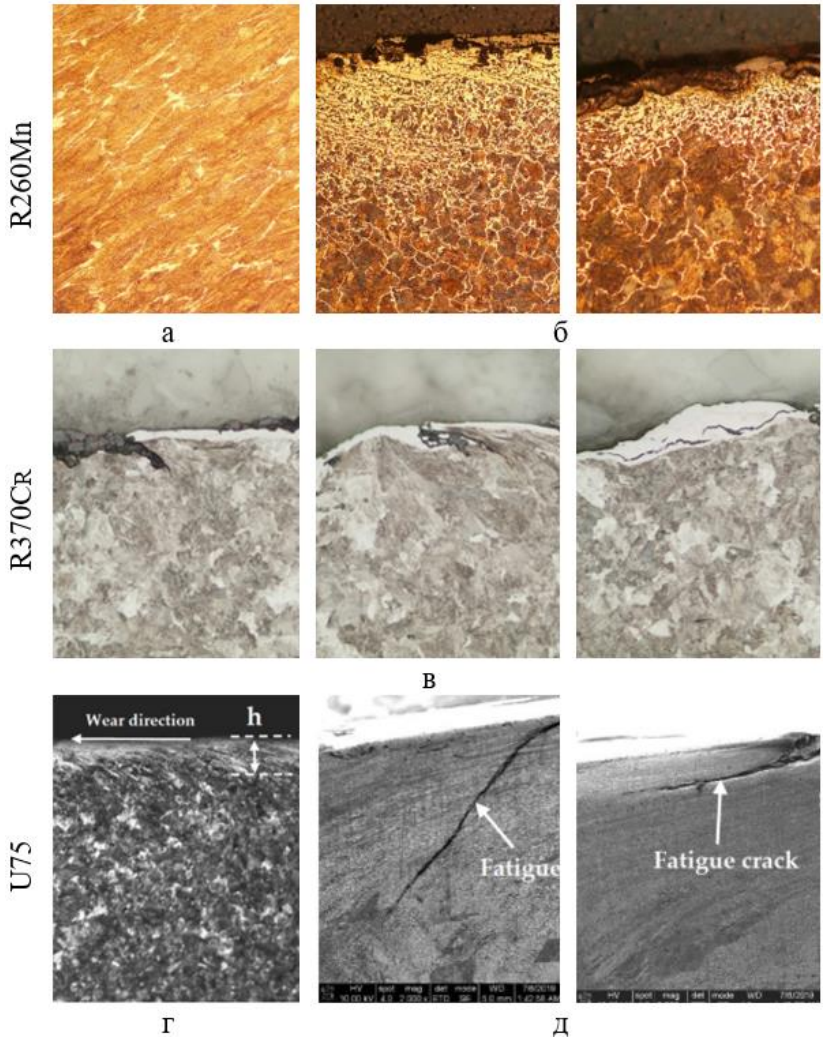


Рисунок 2 - Втомне пошкодження та зношування поверхні кочення залізничної рейки R260Mn [28], R370Cr [29] та U75 [30]: а – пластична деформація металу R260Mn, б – місце зародження термічної тріщини по області «білого» шару R260Mn, в - місце зародження магістральної втомної тріщини по області «білого» шару R370Cr; г - пластична деформація металу U75 в результаті зношування; д - розвиток магістральної втомної тріщини U75

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

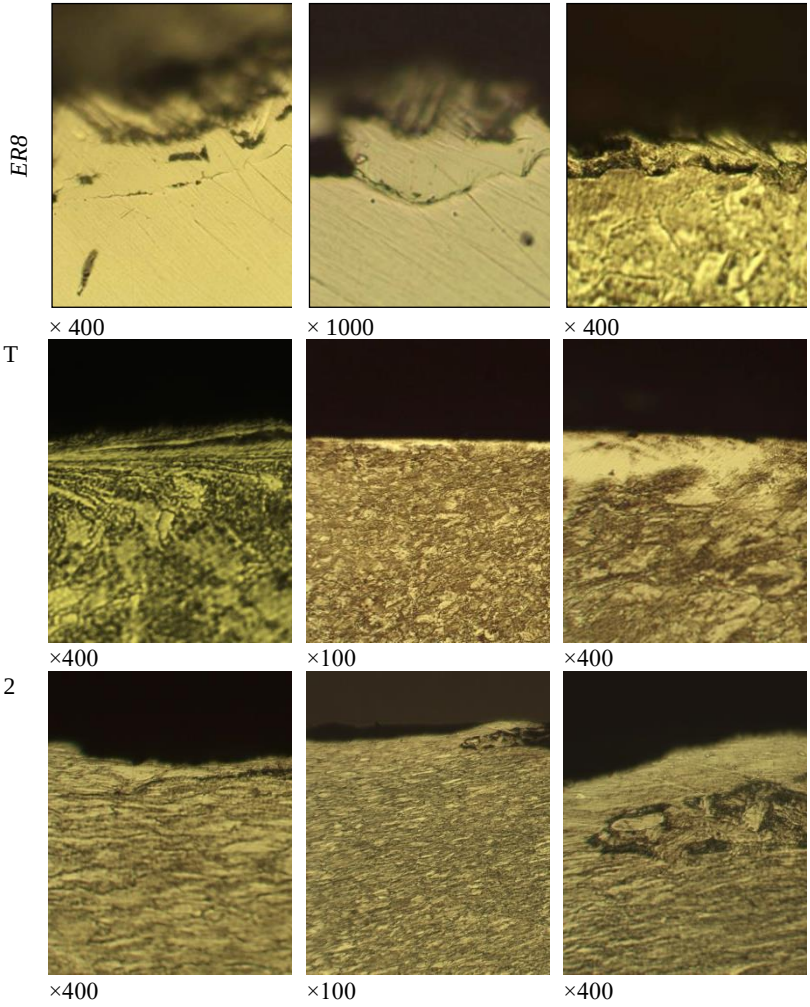


Рисунок 3 –Зношування поверхні кочення залізничних коліс марки ER8, 2 та T

Дослідження мікроструктури, проведені на шліфах (рис. 4 та рис. 5), травлених в 3-4% розчині HNO_3, показали, що в поверхневих шарах обода колеса та головці рейки поблизу дефектів присутня слабо витравлювана область, яка в літературі [31-34] називається «білий шар». Вона являє собою структуру високовуглецевого мартенситу (обод зі сталі марки T, головка рейки R370Cr та U75) або структуру високовуглецевого мартенситу з трооститною сіткою (обод колеса зі

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

сталі марки 2, ER7, та головки рейки R260Mn) (рис. 4 та рис. 2 відповідно). Товщина білого шару в досліджуваних ділянках становила до 1 мм для обода колеса зі сталі марки 2 та ER7 та головки рейки R260Mn, а для обода колеса зі сталі марки Т та головки рейки R370Cr та U75 - становила близько 2 мм, максимальна спостережувана глибина поширення тріщини - близько 3 мм.

Дослідження мікроструктури в області дефекту «вищербини на повзуні» показали (рис. 5), що в поверхневих шарах обода присутні тріщини різної довжини, які поширюються від поверхні кочення вглиб обода. Як правило, тріщини, що утворилися на поверхні кочення, проникають в глиб практично перпендикулярно до поверхні кочення на глибину, відповідну товщині металу, що зазнав зміни в процесі експлуатації, а потім змінюють напрямок свого руху майже на 90° і поширюються уздовж границі між білим шаром і металом, що не підлягав структурним змінам в процесі експлуатації.

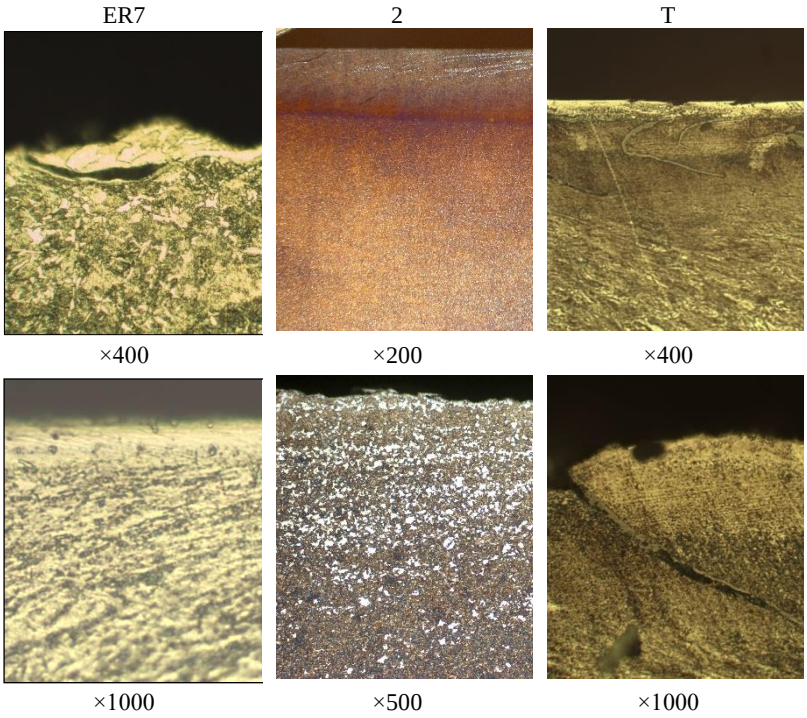


Рисунок 4 – Мікроструктура поверхні кочення колеса марки ER7, 2 та Т після експлуатації з сформованим «білим» шаром

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

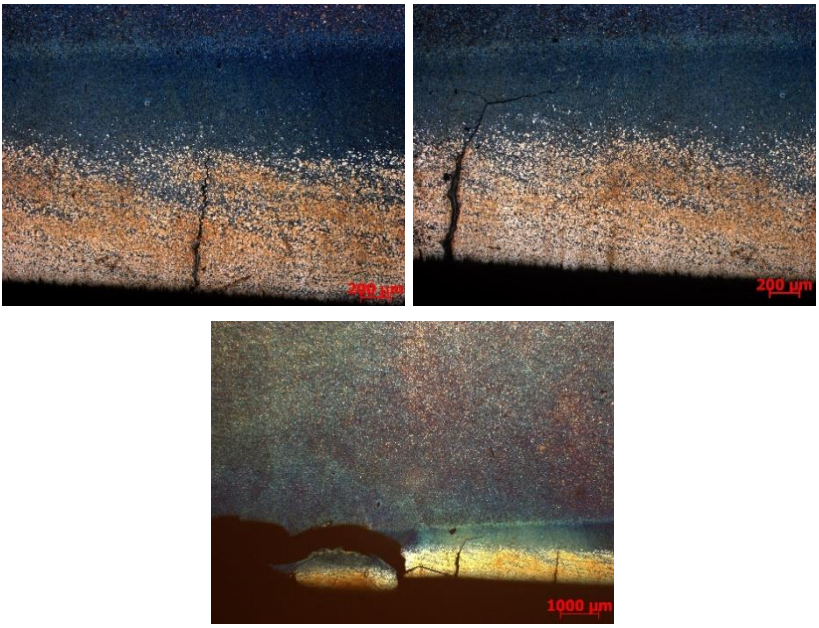


Рисунок 5 – Розвиток тріщини на повзуні в сталі марки 2

Зазвичай, тріщини, які утворились на поверхні кочення досліджуваного колеса, розповсюджуються вздовж границі між білим шаром і металом (рис. 5), в якому не проходили структурні зміни в процесі експлуатації. Тріщини, які розповсюджувались від вищебини на більшу глибину не були виявлені. При дослідженні дня вищербини встановлено, що на деяких вершинах рельєфу залишається перехідна структура від білого шару – спостерігаються невеликі ділянки структури з мартенситом, що свідчить про відповідність глибини вищербини і ширини «білого шару» (рис. 6).

Результати досліджень також показали, що руйнування поверхневих шарів ободу колеса під дією тангенціальних напружень і утворення вищербин відбувається з помітною пластичною деформацією, про що свідчить явно виражена текстурованість структури металу в осередку руйнування в напрямку дії тангенціальних напружень (рис. 6).

Дослідження мікроструктури за перерізом ободу від дна вищербини показали, що на глибині більше 10 мм спостерігалась поступова зміна мікроструктури основного металу: від голчастої морфології вона набувала структуру перліту з невеликою кількістю структурно вільного фериту, який виділяється у вигляді переривчастої сітки по границям зерен.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

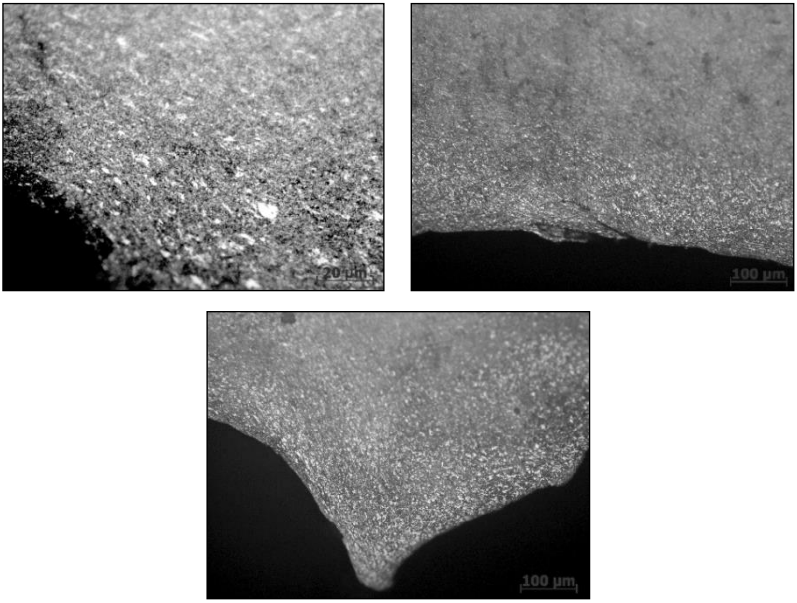


Рисунок 6 - Мікроструктура дна вищербини колеса із сталі марки 2

Також аналіз мікроструктури показав, що пошкодження поверхневих шарів головки рейки (рис. 2) під дією тангенціальних напружень та утворення вищербин відбувається з помітною пластичною деформацією, про що свідчить явно виражена текстура структури металу в осередку руйнування в напрямку дії тангенціальних напружень.

Таким чином, результати досліджень структурного стану металу ободів коліс марки ER7, ER8, 2 і T та головок рейок R260Mn, R370Cr та U75 -[28,35-36] з дефектами на поверхні кочення показали, що в результаті теплового впливу в процесі експлуатації коліс та рейок в поверхневих шарах утворюються «білі шари» - крихка структурна складова високовуглецевого мартенситу, викришування якої під впливом контактних напружень призводить до утворення вищербин термомеханічного походження.

Незважаючи на виявлені деякі відмінності (різний за зовнішнім виглядом характер вищербин і структурні відмінності металу в зоні, прилеглій до областей, що містять зазначений дефект), для коліс різних типів та рейок, природа утворення зазначеного дефекту однакова. Механізм їх утворення можна представити в такий спосіб. При експлуатації в процесі гальмування колеса в зоні контакту з рейкою

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

відбувається високотемпературне швидке нагрівання металу вище A_{C3} і подальше його охолодження. Як встановлено численними дослідженнями [39-43], незалежно від хімічного складу і вихідної структури сталі, в цих областях відбувається фазова перекристалізація металу, і утворюється нова структурна складова – так званий безструктурний мартенсит, або «гарденіт». Структурні перетворення в локальних областях колеса та рейки призводять до об'ємних змін, що викликає внутрішні напруження, ослаблення міжзереного і міжфазних зв'язків між основним металом і новою структурною складовою і, як наслідок, появу мікротріщин. Високі, ударні та циклічні навантаження полегшують зародження і зростання мікротріщин і призводять до того, що під дією дотичних контактних напружень в зоні контакту «колесо-рейка» з поверхні обода колеса та поверхні головки рейки сколюються часточки крихкої фази.

Виявлені відмінності в характері викришування «білого шару» і в структурних змінах металу, безпосередньо прилеглого до зони спостережуваного дефекту, для коліс досліджуваних марок сталі крім хімічного складу і вихідної структури, можуть бути обумовлені різними умовами експлуатації, характером високотемпературного і силового впливу на метал.

Ще одним механізмом утворення вищербин на поверхні кочення є втомне руйнування. Контактні напруження призводять до утворення сітки втомних тріщин, від яких згодом починають розростатися більші тріщини. Це розростання в значній мірі залежить від таких експлуатаційних параметрів, як швидкість руху, сила тяги, ступінь використання сил зчеплення і ковзання. Таким чином контактно-втомні викришування можуть привести до зламів, які представляють макроскопічний відкол, що класифікується як вищербина, яке призводить до необхідності передчасного обточування колісних пар.

При дослідженні металу ободів коліс та головки рейки різного хімічного складу встановлено, що утворення вищербин втомного походження не пов'язане з виникненням нової фази. Зародження тріщини може відбуватися на деякому поглибленні від поверхні кочення в області з несприятливою системою напружень, наприклад в місці скупчення включень, що є концентраторами напружень. Далі розвиток тріщин відбувається в напрямку до поверхні кочення з викиданням бічних відгалужень від магістральної тріщини (рис. 6 та рис. 7).

Залежно від хімічної та структурної неоднорідності реакція на дію експлуатаційних навантажень (теплових та механічних) може відрізнятись. Локальний розподіл хімічних елементів та структурних складових залежить від способу виробництва залізничного колеса (суцільнокатане або лите).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

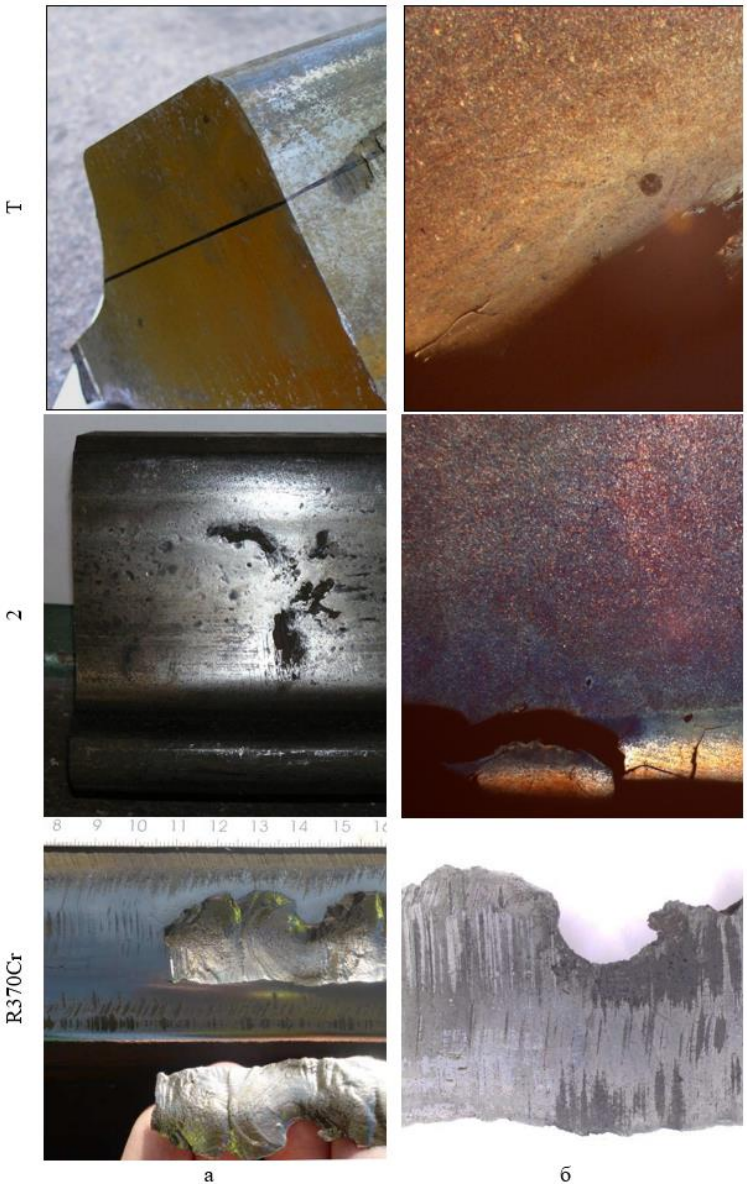


Рисунок 7 – Загальний вид (а) та мікроструктура (б) досліджуваних фрагментів ободів коліс марки 2 та марки Т та головки рейки R370Cr [38] з вищербинами на повзуні

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Формування структурного стану і комплексу властивостей стального виробу відбувається на всіх стадіях виробництва: виплавки, розкислення і розливання, температурно-деформаційної обробки на прокатному переділі, термічної і механічної обробки готової продукції.

Макроструктура та розподіл хімічних елементів у литому колесі формуються під час затвердіння сталі. Первинна кристалізація починається з того, що при зниженні температури в окремих точках розплаву виникають центри кристалізації, довкола яких в строго кристалічному порядку організуються атоми, ростуть і розвиваються кристали за рахунок оточуючої рідкої маси сталі. При виробництві суцільнокатаних коліс та рейок є наступний етап виробництва після кристалізації злитка – гаряча пластична деформація.

Прокатка і ковка створюють у сталі волокнисту будову. Дендрити і крупні зерна литого злитка дробляться з отриманням подовжених сколків (волокон), які направлені вздовж прокатки; міждендритний простір, який багатий на домішки і містить неметалеві включення, також деформуються і утворюють волокна, які при травленні макроструктури швидше роз'їдаються та темнішають. Механічні властивості кованого металу різні в різних напрямках. У сталі вони зазвичай вищі вздовж напрямку прокатки і нижче поперек, так як більше багаті шкідливими домішками і неметалевими включеннями волокна відрізняються меншою в'язкістю. Якщо навантаження відбувається вдовж цих волокон, то опір удару і пластичність їх різко знижуються. Тому шляхом кування і гарячого штампування прагнуть отримати такий розподіл волокон, щоб напруження діяли не паралельно, а перпендикулярно. Тріщина зазвичай проходить по неміцному волокну, збагаченому домішками і неметалевими включеннями. При тепловій дії, яка виникає під час експлуатації, фазовим перетворенням в першу чергу підлягають ділянки, які збагачені домішковими елементами, оскільки вони знижують температури фазових перетворень та зміщують кінетику фазових перетворень у бік їх прискорення.

Наступним етапом виробництва металопродукції залізничного призначення може бути термічна обробка, яка призводить до подрібнення зеренної структури, подрібнення складників перлітної структури, подрібнення феритної сітки. Така структура обумовлює більш високі механічні властивості, і робить виріб більш надійним, ніж крупнокристалічний.

Результати отримані в рамках Українсько-німецького проекту «Вплив структурної та хімічної неоднорідності на зносостійкість та поширення втомних тріщин в місці контакту колесо-рейка» (номер держреєстрації 0124U003037) за договором M14-2024/KC.0227.24 від 30.04.2024.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Висновки

Достатня зносостійкість сприяє тривалому збереженню геометрії профілю та коректному розподілу навантажень у плямі контакту. Однак, за умов коли метал вздовж поверхні контакту тривалий час підлягає дії експлуатаційних навантажень, структура зазнає змін: виникає локальна деформація, насичення дислокаціями, можуть зароджуватися та розвиватися втомні тріщини. Тому певна міра зношування, в результаті якого може зменшуватись довжина втомних тріщин від поверхні та видалення деструктурованого метала є корисним процесом.

Утворення дефектів відбувається зі зміною структури під поверхнею контакту в результаті інтенсивної пластичної деформації, фазових перетворень, утворення та розвитку тріщин. Вихідний структурний стан, хімічний склад, рівень механічних властивостей та їх рівномірність, залежать від способу виробництва та можуть впливати на опір утворенню експлуатаційних дефектів на робочій поверхні коліс та рейок.

Для забезпечення раціональної ефективної експлуатації залізничного транспорту необхідно обґрунтовано створювати пару колесо-рейка, враховуючи призначення перевезень, рівень твердості, величину навантаження, швидкість руху, хімічний склад та твердість металу колеса та рейки.

Перелік посилань

1. Bhushan B. Modern Tribology Handbook, CRC Press. *Boca Raton*. 2001. Vol II. P. 1271–1326.

2. Deuce R. Wheel tread damage—An elementary guide. Technical report 100115000. *Bombardier Transportation GmbH*. 2007. 38 p.

3. He C., Zhang P., Zhu R., Ye R., Li P., Liu J. Experimental study of the effects of temperature and humidity on the wear and damage behavior of U71Mn rail steel. *Wear*. 2003. P. 524–525. https://doi.org/10.1016/j.wear.2023.204827

4. Узлов И. Г., Бабаченко А. И., Кононенко А. А., Сафронов А. Л. Эффективность различных показателей оценки надежности железнодорожных колес. Металлургическая и горнорудная промышленность. 2007. № 1. С. 70-74.

5. Державна Інструкція з огляду, обстеження та формування вагонних колісних пар. а адміністрація залізничного транспорту України «Укрзалізниця» Київ. 2006 р. 40с.

6. Wang X., Lei L., Yu H.A. Review on Microstructural Features and Mechanical Properties of Wheels/Rails Cladded by Laser Cladding. *Micromachines*. 2021. Vol. 12. P. 152. https://doi.org/10.3390/mi12020152

7. Lu P., Lewis S. R., Fretwell-Smith S., Engelberg D. L., Fletcher D. I., Lewis R. Laser Cladding of Rail; the Effects of Depositing Material on Lower Rail Grades. *Wear*. 2019. P. 438–439. https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.203045

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

8. Roy T., Lai Q., Abrahams R., Mutton P., Paradowska A., Soodi M., Yan W. Effect of Deposition Material and Heat Treatment on Wear and Rolling Contact Fatigue of Laser Cladded Rails. *Wear*. 2018. P. 412–413. https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.07.001

9. Krishna V., Hossein-Nia S., Casanueva C., Stichel, S. Long term rail surface damage considering maintenance interventions. *Wear*. 2020. Vol. 460–461. P. 203462. https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203462

10. Borja R., Albi S. E., Unai A., Jose M. M., Javier N. Prediction of Rolling Contact Fatigue Behavior in Rails Using Crack Initiation and Growth Models along with Multibody Simulations. *Appl. Sci.* 2021. Vol. 11. P. 1026. https://doi.org/10.3390/app11031026

11. Ekberg A., Åkesson B., Kabo E. Wheel/rail rolling contact fatigue—Probe, predict, prevent. *Wear*. 2014. Vol. 314. P. 2–12. https://doi.org/10.1016/j.wear.2013.12.004

12. Faccoli M., Zani N., Ghidini A., Petrogalli C. Tribological Behavior of Two High Performance Railway Wheel Steels Paired with a Brake Block Cast Iron. *Tribol. Trans*. 2021. No. 65. P. 296–307. https://doi.org/10.1080/10402004.2021.2011997

13. Miranda R. S., Rezende A. B., Fonseca S. T., Fernandes F. M., Sinatora A., Mei P. R. Fatigue and Wear Behavior of Pearlitic and Bainitic Microstructures with the Same Chemical Composition and Hardness Using Twin-Disc Tests. *Wear*. 2022. Vol. 494-495. P. 204253. https://doi.org/10.1016/j.wear.2022.204253

14. Zeng D., Qiao S., Chen X., Gong Y., Jiang B., Zhao H., Zhang J., Lu L. Rolling Contact Fatigue and Wear Behavior of a Vanadium Microalloyed Railway Wheel Steel under Dry Rolling / Sliding Condition. *International Journal of Fatigue*. 2024. Vol. 182. P. 108207. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2024.108207

15. Hu Y., Watson M., Maiorino M., Zhou L., Wang W. J., Ding H. H., Lewis R., Meli E., Rindi A., Liu Q. Y., Guo J. Experimental study on wear properties of wheel and rail materials with different hardness values. *Wear*. 2021. Vol. 182, P. 203831. https://doi.org/10.1016/j.wear.2021.203831

16. Girsch G., Heyder R. Advanced pearlitic and bainitic high strength rails promise to improve rolling contact fatigue resistance. *Proc. 7th World Cong. on 'Railway Research*. 2006. P.1-9.

17. Mazzu ` A., Petrogalli C., Lancini M., Ghidini A., Faccoli M. Effect of Wear on Surface Crack Propagation in Rail–Wheel Wet Contact. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2018. No. 27. P. 630–639. https://doi.org/10.1007/ s11665-018-3185-1

18. Farhangdoost K., Kavoosi M. Effect of Lubricant on Surface Rolling Contact Fatigue Cracks. *Adv. Mat. Res*. 2010. Vol. 97–101. P. 793–796.

19. Crawshaw, Ph. The Permanent Way Institution. 1997. No.3. P. 232 – 239.

20. Faccoli M., Petrogalli C., Ghidini A. SANDLOS® wheels for desert environments. *The LRS TECHNO*. 2017. No.10. P. 1-10.

21. Осташ О. П., Анофрієв В. Г., Андрейко І. М., Мурадян Л. А., Кулик В. В. Про концепцію вибору сталей для високоміцних залізничних коліс. *Фізико-*

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

хімічна механіка матеріалів. 2012. Т. 48, № 6. С. 7-13.

22. Andersson R., Ahlstrom J., Kabo E., Larsson F., Ekberg A. Numerical investigation of crack initiation in rails and wheels affected by martensite spots. *Int J Fatigue*. 2018. Vol. 114. P. 238–51. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.05.023

23. Zhang S. Y. Rail rolling contact fatigue formation and evolution with surface defects. *Int J Fatigue*. 2022. Vol. 158. P. 106762. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.106762.

24. Дацишин О., Глазов А. Оцінювання довговічності тіл кочення за утворенням типових контактно-втомних пошкоджень – пітингу і відшарування. *Вісник ТНТУ*. 2013. Том 71, №3. С.75-87.

25. Узлов И. Г., Гасик М. И., Есаулов А. Т. Колесная сталь. К. : Техник. 1985. 168 с.

26. Козловський А. І., Шрамко О. В., Данченко В. М., Узлов І. Г., Польський Г. М., Горб Є. В., Соловйов С. Е., Чуприна Л. В., Грінкевич В. О., Бабаченко О. І., Голубєва Л. В. Пат. 74116 Україна, МПК С2 B21J5/10, B21K1/28 Спосіб виробництва суцільнокатаних залізничних коліс /; замовник і патентовласник ВАТ «Нижньодніпровський трубопрокатний завод», Бюл. № 10. 4 с.

27. Узлов И. Г., Узлов К. И., Перков О. Н. Высокопрочные железнодорожные колеса из микролегированной ванадием стали. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2004. №1. С. 84-88.

28. Msomi V., Basson C.C. P., Mabuwa S. Microstructural analysis of rail tracks defects: case study. *Materials Science and Engineering*. 2020. Vol. 892. P. 012002. https://doi.org/10.1088/1757-899X/892/1/012002

29. Steenbergen M. Rolling contact fatigue in relation to rail grinding. *Wear*. 2016. Vol.356-357. P. 110-121. https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.015

30. Fei J., Zhou G., Zhou J., Zhou X., Li Z., Zuo D., Wu R. Research on the Effect of Pearlite Lamellar Spacing on Rolling Contact Wear Behavior of U75V Rail Steel. *Metals*. 2023. No. 13. P.237. https://doi.org/10.3390/met13020237

31. Grassie S. L., Fletcher D. I., Gallardo Hernandez E. A., Summers P. Studs: a squat-type defect in rails. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*. 2012. Vol. 226, No. 3. P. 243–56. https://doi.org/10.1177/0954409711421462

32. Liu C.-P., Liu P.-T., Pan J.-Z., Chen C.-H., Ren R.-M. Effect of Original Microstructure on Wear Property of ER9 Wheel Steel. *Ironmak. Steelmak*. 2021. No. 48. P. 133–141. https://doi.org/10.1080/03019233.2020.174128

33. Hieu Nguyen B., Al-Juboori A., Zhu H., Zhu Q., Li H., Tieu K. Formation Mechanism and Evolution of White Etching Layers on Different Rail Grades. *Int J Fatigue*. 2022. P. 107100. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.107100

34. Al-Juboori A. Characterisation of White Etching Layers formed on rails subjected to different traffic conditions. *Wear*. 2019. Vol.436–437. P.202998. https://doi. org/10.1016/j.wear.2019.202998.

35. Steenbergen M. Rolling contact fatigue in relation to rail grinding. *Wear*. 2016. Vol. 356-357. P.110-121. https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.015

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

36. Fei J., Zhou G., Zhou J., Zhou X., Li Z., Zuo D., Wu R. Research on the Effect of Pearlite Lamellar Spacing on Rolling Contact Wear Behavior of U75V Rail Steel. *Metals*. 2023. No.13. P.237. https://doi.org/10.3390/met13020237

37. Steenbergen M. Rolling contact fatigue in relation to rail grinding. *Wear*. 2016. Vol. 356-357. P.110-121. https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.015

38. Grassie S. L., Fletcher D. I., Gallardo Hernandez E. A., Summers P. Studs: a squat-type defect in rails. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*. 2012. Vol. 226, No. 3. P. 243–56. https://doi.org/10.1177/0954409711421462

39. Rocha R. C., Ewald H., Rezende A. B., Fonseca S. T., Mei P. R. Using twin disc for applications in the railway: A systematic review. *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.* 2023. No. 45. P. 191. https://doi.org/10.1007/s40430-023-04104-1

40. Fei J., Zhou G., Zhou J., Zhou X., Li Z., Zuo D., Wu R. Research on the Effect of Pearlite Lamellar Spacing on Rolling Contact Wear Behavior of U75V Rail Steel. *Metals*. 2023. No. 13. P. 237. https://doi.org/10.3390/met13020237

41. Rahaman M. L., Bernal E., Spiryagin M., Bosomworth C., Sneath B., Wu Q., Cole C., McSweeney T. An Investigation into the Effect of Slip Rate on the Traction Coefficient Behaviour with a Laboratory Replication of a Locomotive Wheel Rolling/Sliding along a Railway Track. *Tribol. Int*. 2022. Vol. 187. P. 108773, https://doi.org/10.1016/j.triboint.2023.108773

42. Pan R, Ren R, Chen C., Zhao X. The microstructure analysis of white etching layer on treads of rails. *Eng Fail Anal*. 2017. No. 82. P. 39–46. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.06.018

References

1. Bhushan, B. (2001). *Modern Tribology Handbook*. CRC Press. Vol. II, Boca Raton, 1271–1326

2. Deuce, R. (2007). *Wheel tread damage – An elementary guide*. Technical report 100115000, Bombardier Transportation GmbH, p. 38

3. He, C., Zhang, P., Zhu, R., Ye, R., Li, P. & Liu, J. (2003). Experimental study of the effects of temperature and humidity on the wear and damage behavior of U71Mn rail steel. *Wear*, 524–525, 204827 https://doi.org/10.1016/ j.wear.2023.204827

4. Uzlov, I. G., Babachenko, A. I., Kononenko, A. A. & Safronov, A. L. (2007). Effektivnost razlichnyh pokazatelej ocenki nadezhnosti zheleznodorozhnyh koles [Effectiveness of various indicators for assessing the reliability of railway wheels]. *Metallurgical and mining industry*, 1, 70-74

5. *Derzhavna Instruktsiia z ohliadu, obstezhennia ta formuvannia vahonnykh kolisnykh par. a administratsiia zaliznychnoho transportu Ukrainy "Ukrzaliznytsia".* (2006). [State Instruction from a glance, quilting and molding of carriage wheel pairs. and the administration of the zaliznych transport of Ukraine "Ukrzaliznytsia"] Kyiv, 40 p

6. Wang, X., Lei, L. & Yu, H. A (2021). Review on Microstructural Features and Mechanical Properties of Wheels/Rails Cladded by Laser Cladding.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Micromachines, 12, 152. https://doi.org/10.3390/mi12020152

7. Lu, P., Lewis, S.R., Fretwell-Smith, S., Engelberg, D. L., Fletcher, D. I. & Lewis, R. (2019). Laser Cladding of Rail; the Effects of Depositing Material on Lower Rail Grades. *Wear*, 438–439, 203045. https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.203045

8. Roy, T., Lai, Q., Abrahams, R., Mutton, P., Paradowska, A., Soodi, M. & Yan, W. (2018). Effect of Deposition Material and Heat Treatment on Wear and Rolling Contact Fatigue of Laser Cladded Rails. *Wear*, 412–413, 69–81. https://doi.org/10.1016/j.wear.2018.07.001

9. Krishna, V., Hossein-Nia, S., Casanueva, C. & Stichel, S. (2020) Long term rail surface damage considering maintenance interventions. *Wear*, 460–461, 203462. https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203462

10. Borja, R., Albi, S.E., Unai, A., Jose, M. M. & Javier, N. (2021). Prediction of Rolling Contact Fatigue Behavior in Rails Using Crack Initiation and Growth Models along with Multibody Simulations. *Appl. Sci.*, 11, 1026. https://doi.org/10.3390/app11031026

11. Ekberg, A., Åkesson, B. & Kabo, E. (2014). Wheel/rail rolling contact fatigue—Probe, predict, prevent. *Wear*, 314, 2–12. https://doi.org/10.1016/j.wear.2013.12.004

12. Faccoli, M., Zani, N., Ghidini, A. & Petrogalli, C. (2021). Tribological Behavior of Two High Performance Railway Wheel Steels Paired with a Brake Block Cast Iron. *Tribol. Trans.*, 65, 296–307. https://doi.org/10.1080/10402004.2021.2011997

13. Miranda, R. S., Rezende, A. B., Fonseca, S. T., Fernandes, F. M., Sinatora, A. & Mei, P. R. (2022). Fatigue and Wear Behavior of Pearlitic and Bainitic Microstructures with the Same Chemical Composition and Hardness Using Twin-Disc Tests. *Wear*, 494–495, 204253. https://doi.org/10.1016/j.wear.2022.204253

14. Zeng, D., Qiao, S., Chen, X., Gong, Y., Jiang, B., Zhao, H., Zhang, J. & Lu, L. (2024). Rolling Contact Fatigue and Wear Behavior of a Vanadium Microalloyed Railway Wheel Steel under Dry Rolling / Sliding Condition. *International Journal of Fatigue*, 182, 108207. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2024.108207

15. Hu, Y., Watson, M., Maiorino, M., Zhou, L., Wang, W. J., Ding, H. H., Lewis, R., Meli, E., Rindi, A., Liu, Q. Y. & Guo, J. (2021). Experimental study on wear properties of wheel and rail materials with different hardness values, *Wear*, 477, 203831. https://doi.org/10.1016/j.wear.2021.203831

16. Girsch, G. & Heyder, R. (2006). Advanced pearlitic and bainitic high strength rails promise to improve rolling contact fatigue resistance. *Proc. 7th World Cong. on 'Railway Research*, 1-9

17. Mazzu, A., Petrogalli, C., Lancini, M., Ghidini, A. & Faccoli, M. (2018). Effect of Wear on Surface Crack Propagation in Rail–Wheel Wet Contact. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 27, 630–639. https://doi.org/10.1007/s11665-018-3185-1

18. Farhangdoost, K. & Kavoosi, M. (2010). Effect of Lubricant on Surface Rolling Contact Fatigue Cracks. *Adv. Mat. Res*., 97–101, 793–796

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

19. Crawshaw, Ph. (1997) .The Permanent Way Institution, 3, 232 – 239

20. Faccoli, M., Petrogalli, C. & Ghidini, A. (2017). SANDLOS® wheels for desert environments. *The LRS TECHNO*, 10, 1-10

21. Ostash, O. P., Anofriyev, V. G., Andrejko, I. M., Muradyan, L. A. & Kulik, V. V. (2012). Pro kontseptsiiu vyboru stalei dlia vysokomitsnykh zaliznychnykh kolis [About the concept of choosing steels for high-quality sliding wheels] *Physico-chemical mechanics of materials*, 48, 6, 7-13

22. Andersson, R., Ahlstrom, J., Kabo, E., Larsson, F. & Ekberg, A. (2018). Numerical investigation of crack initiation in rails and wheels affected by martensite spots. *Int J Fatigue*,114, 238–51. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.05.023

23. Zhang, S. Y. (2022). Rail rolling contact fatigue formation and evolution with surface defects. *Int J Fatigue*, 158, 106762. https://doi.org/10.1016/j. ijfatigue.2022.106762

24. Datsyshyn O. & Hlazov A. (2013). Otsiniuvannia dovhovichnosti til kochennia za utvorenniam typovykh kontaktno-vtomnykh poshkodzhen – pitynhu i vidsharuvannia [Evaluation of rolling element durability based on the formation of typical contact fatigue damage – pitting and delamination] *Newsletter of Ternopil National Technical University*, 71, 3, 75-87

25. Uzlov, Y. H., Hasyk, M. Y. & Esaulov, A. T. (1985). Kolesnaia stal [Wheel steel] Kyiv: Technician, 168 p

26. Kozlovskyi, A. I., Shramko, O. V., Danchenko, V. M., Uzlov, I. H., Polskyi, H. M., Horb, Ye. V., Soloviov, S. E., Chupryna, L. V., Hrinkevych, V. O., Babachenko, O. I. & Holubieva, L. V. (2005). Patent No. 74116 Ukraine. Sposib vyrobnytstva sutsilnokatanykh zaliznychnykh kolis [Method for producing sling-rolled skid wheels], Dnipro

27. Uzlov, Y. H., Uzlov, K. Y. & Perkov, O. N. (2004). Vysokoprochnye zheleznodorozhnye kolesa iz mikrolegirovannoj vanadiem stali [High-strength railway wheels made of vanadium microalloyed steel] *Metallurgical and mining industry*,1, 84-88

28. Msomi, V., Basson, C. C. P. & Mabuwa, S. (2020). Microstructural analysis of rail tracks defects: case study. *Materials Science and Engineering*, 892, 012002

29. Steenbergen, M. (2016). Rolling contact fatigue in relation to rail grinding. *Wear*, 356-357, 110-121. https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.015

30. Fei, J., Zhou, G., Zhou, J., Zhou, X., Li, Z., Zuo, D. & Wu, R. (2023). Research on the Effect of Pearlite Lamellar Spacing on Rolling Contact Wear Behavior of U75V Rail Steel. *Metals*, 13, 237. https://doi.org/10.3390/met13020237

31. Grassie, S. L., Fletcher, D. I., Gallardo Hernandez, E. A. & Summers, P. (2012). Studs: a squat-type defect in rails. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, 226(3), 243–56. https://doi.org/10.1177/0954409711421462

32. Liu, C.-P., Liu, P.-T., Pan, J.-Z., Chen, C.-H. & Ren, R.-M. (2021). Effect of Original Microstructure on Wear Property of ER9 Wheel Steel. *Ironmak. Steelmak*, 48, 133–141. https://doi.org/10.1080/03019233.2020.174128

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

33. Hieu Nguyen, B., Al-Juboori, A., Zhu, H., Zhu, Q., Li, H. & Tieu, K. (2022). Formation Mechanism and Evolution of White Etching Layers on Different Rail Grades. *Int J Fatigue*, 107100. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.107100

34. Al-Juboori, A. (2019). Characterisation of White Etching Layers formed on rails subjected to different traffic conditions. *Wear*, 436–437, 202998. https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.202998

35. Steenbergen, M. (2016). Rolling contact fatigue in relation to rail grinding. *Wear*, 356-357, 110-121. https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.015

36. Fei, J., Zhou, G., Zhou, J., Zhou, X., Li, Z., Zuo, D. & Wu, R. (2023). Research on the Effect of Pearlite Lamellar Spacing on Rolling Contact Wear Behavior of U75V Rail Steel. *Metals*, 13, 237. https://doi.org/10.3390/met13020237

37. Steenbergen, M. (2016). Rolling contact fatigue in relation to rail grinding. *Wear*, 356-357, 110-121. https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.03.015

38. Grassie, S. L., Fletcher, D. I., Gallardo, Hernandez E. A. & Summers, P. (2012). Studs: a squat-type defect in rails. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, 226(3), 243–56. https://doi.org/10.1177/0954409711421462

39. Rocha, R. C., Ewald, H., Rezende, A. B., Fonseca, S. T. & Mei, P. R. (2023). Using twin disc for applications in the railway: A systematic review. *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.*, 45, 191. https://doi.org/10.1007/s40430-023-04104-1

40. Fei, J., Zhou, G., Zhou, J., Zhou, X., Li, Z., Zuo, D. & Wu, R. (2023). Research on the Effect of Pearlite Lamellar Spacing on Rolling Contact Wear Behavior of U75V Rail Steel. *Metals*, 13, 237. https://doi.org/10.3390/met13020237

41. Rahaman, M. L., Bernal, E., Spiryagin, M., Bosomworth, C., Sneath, B., Wu, Q., Cole, C. & McSweeney, T. (2022). An Investigation into the Effect of Slip Rate on the Traction Coefficient Behaviour with a Laboratory Replication of a Locomotive Wheel Rolling/Sliding along a Railway Track. *Tribol. Int*., 187, 108773 https://doi.org/10.1016/j.triboint.2023.108773

42. Pan, R, Ren, R, Chen, C. & Zhao, X. (2017). The microstructure analysis of white etching layer on treads of rails. *Eng Fail Anal*, 82, 39–46. https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2017.06.018

O. I. Babachenko[1], Corresponding Member of the National Academy of Sciences of Ukraine, D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-4710-0343
G. A. Kononenko[1,2], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7446-4105
R. V. Podolskyi[1], Ph. D., ORCID 0000-0002-0288-0641
O. A. Safronova[1], Junior Researcher, ORCID 0000-0002-4032-4275
O. A. Shpak[1], Junior Researcher

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *National Technical University "Dnipro Polytechnic"*

RESEARCH ON THE RELATIONSHIP BETWEEN MICROSTRUCTURE AND OPERATIONAL DEFECTS OF WHEELS AND RAILS

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Abstract. The safety and economic feasibility of railway transport are largely determined by the reliability and efficiency of the wheel-rail pair. At the same time, the intensity of wear of elements and the rate of development of fatigue defects must be such as to ensure economically feasible operation of rolling stock and tracks. Operational reliability and durability of the wheel-rail pair is ensured by a rational balance of wear and wear resistance. Purpose: to analyze various types of operational defects that occur on the rolling surface of the wheel and rail head and to investigate structural changes in the area of occurrence of these defects. Material and research methods. The work involved an analysis of the microstructure in the working surface area of railway wheels and rails on which defects formed during operation. The studied wheels of grades 2, T were manufactured according to DSTU GOST 10791:2016; ER7, ER8 R8 – according to EN 13262:2020. Railway rails of categories R260Mn, R370Cr and U75 according to EN13674-1:2016. Research results. An analysis of the types of operational defects that occur on the working surface of the wheel rim and rail head was performed. It has been established that defects that form during operation are mainly associated with the accumulation of thermal and mechanical fatigue, wear of the wheel-rail contact surface, plastic deformation, and the appearance of sliders with the formation of martensite in areas subject to intense heat during braking. It is shown that contact fatigue during rolling due to the different distribution of the resulting force for rails, which are mainly subject to traction forces, and for wheels, which are more subject to braking forces, defects can manifest themselves to different degrees. Regarding defects of thermal origin, despite some differences found (different appearance of the burrs and structural differences in the metal in the area adjacent to the areas containing the specified defect), for different types of wheels and rails, the nature of the formation of the specified defect is the same. Wear resistance is primarily determined by the level of strength and hardness in the wheel-rail pair, while the wheel should be less wear-resistant. Conclusion. The initial structural state, chemical composition, level of mechanical properties and their uniformity depend on the production method and can affect the resistance to the formation of operational defects on the working surface of wheels and rails. To ensure rational and effective operation of railway transport, it is necessary to reasonably select a wheel-rail pair, taking into account the purpose of transportation, the level of hardness, the load, the speed of movement, the chemical composition and hardness of the metal of the wheel and rail.

Keywords: wear, rolling contact fatigue, hardness, railway wheel, railway rail, crack, microstructure.

For citation: Babachenko, O. I., Kononenko, G. A., Podolskyi, R. V., Safronova, O. A., & Shpak, O. A. (2024). Research on the relationship between microstructure and operational defects of wheels and rails. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 517-541. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-517-541

Стаття надійшла до редакції збірника 06.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-542-565

УДК 669.017

О. І. Бабаченко[1], чл.-кор. НАН України, д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-4710-0343
І. М. Любека[1,2], аспірант, начальник виробничого відділу, ORCID 0009-0005-2440-5496
Г. А. Кононенко[1,3,4], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-7446-4105
Р. В. Подольський[1,3], Ph. D., н. с., ORCID 0000-0002-0288-0641
О. А. Сафронова[1], м.н.с., аспірант, ORCID 0000-0002-4032-4275
К. В. Агарков[2], оператор з вирощування кристалів, ORCID 0000-0002-3418-3664

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *ТОВ «Крис-Тех»*
[3] *ТОВ «Additive Laser Technology of Ukraine»*
[4] *НТУ «Дніпровська політехніка»*

ОТРИМАННЯ КРИСТАЛІВ TeO_2 ДЛЯ АКУСТООПТИЧНОГО ЗАСТОСУВАННЯ: СИРОВИНА, РІСТ, ВЛАСТИВОСТІ. (ОГЛЯД)

Анотація. Незважаючи на глибокий інтерес матеріалознавців до росту кристалів діоксиду телуру (TeO_2), не існує єдиного джерела, до якого дослідники могли б звернутися для отримання вичерпних знань щодо протоколів синтезу цього матеріалу, його фізичних властивостей та характеристик, переліку виробів на його основі. З огляду на це, дана оглядова робота спрямована на заповнення цієї прогалини. Кристали TeO_2 з унікальними оптичними та акустооптичними властивостями знаходяться у центрі уваги через їх високу ефективність при використанні у спектральних, телекомунікаційних та оборонних технологіях. Завдяки напрочуд високій анізотропії та високим акустооптичним властивостям вони широко використовуються у акустооптичних приладах, таких як модулятори, дефлектори, та перенастроювані фільтри. Існують певні виклики у вирощуванні великих монокристалів TeO_2, зокрема чутливість до термічних градієнтів та необхідність підтримання високої чистоти сировини. У цій оглядовій роботі зосереджено увагу на деяких аспектах підготовки сировини, різних методах вирощування, та огляді типових приладів, які виготовляються на основі цих кристалів. Також обговорено важливі оптичні та пружні характеристики TeO_2, та окреслено основні невирішені питання, що залишаються актуальними для подальших досліджень. У цій оглядовій статті розглянуто потенціал розвитку ринку кристалів TeO_2 з застосуванням у телекомунікаціях, лазерних системах, оборонних та інших високотехнологічних галузях, що вказує на важливість

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

подальшого вдосконалення технологій вирощування та обробки цього матеріалу.

Ключові слова: акустооптика, монокристали, діоксид телуру, ріст кристалу, метод Чохральского.

Посилання для цитування: Отримання кристалів TeO_2 для акустооптичного застосування: сировина, ріст, властивості (Огляд) / О. І. Бабаченко, І. М. Любека, Г. А. Кононенко, Р. В. Подольський, О. А. Сафронова, К. В. Агарков // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 542-565. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-542-565.

Вступ. Телур був вперше ідентифікований як елемент у 1798 році. Телур (від лат. telluris-Земля, латинська назва Tellurium) – Te, хімічний елемент VI-A групи періодичної системи, який належать до халькогенів (ті, що народжують руди), яка також включає кисень, сірку та селен. Атомний номер 52, атомна маса 127,6. [1]. Телур є надзвичайно рідкісним у природі, його середній вміст у земній корі оцінюється в 3 частини на мільярд (ppb), що менше, ніж у золота чи платини (рис. 1, а).

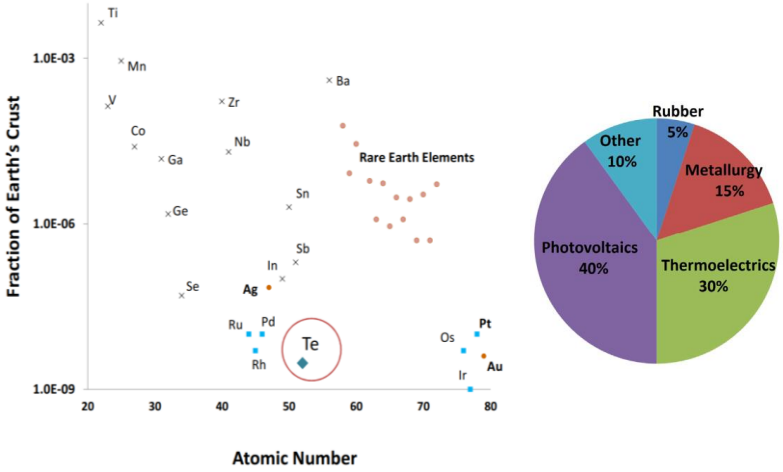


Рисунок 1 – Присутність Te у земній корі та поділ між галузями використання [3]: а) знаходження елементів в Земній корі у частинах на мільярд (ppb); б) розподіл використання металевого телуру в різних галузях промисловості (%)

Через низьку поширеність телуру та відсутність основних джерел видобутку він був класифікований як майже критичний елемент у Звіті Міністерства енергетики США 2010 року про критичні матеріали. У поточному списку критичних мінералів телур також залишається [2].

Перше промислове використання телуру було для процесу

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

вулканізації гуми. На 2019 рік воно складало до 5% від усього промислового застосування телуру [3] (рис. 1, б).

Ще 15% виробленого металевого телуру [3] використовується в металургії для легування сталі та чавуну. Додавання телуру (0,03–0,04 %) обмежує поглинання азоту чавуном, подрібнює зерно в сталі, підвищує її міцність і корозійну стійкість. Легування чавуну телуром збільшує його ковкість і стійкість до утворення тріщин. У кольоровій металургії телур застосовують для покращення оброблюваності мідних сплавів, міцнісних та пластичних характеристик сплавів на основі олова, алюмінію та свинцю. Легований телуром свинець використовують для виготовлення стійких оболонок кабелів занурювальних нафтових насосів. Крім того, телур використовується в процесах позапічної обробки сталі для покращення властивостей готових продуктів. Його також застосовують у виробництві спеціальних сплавів, які знаходять застосування в авіаційній та космічній промисловості.

30% телуру [3] використовується у вигляді бісмут-телуридних (Bi_2Te_3) сполук, що мають велике значення у термоелектричних застосуваннях [4]:

1. *Термоелектричні генератори.* Bi_2Te_3 є одним із найефективніших матеріалів для генерації електроенергії з тепла. Він використовується в термоелектричних генераторах, які перетворюють теплову енергію в електричну, зокрема у промислових та військових застосуваннях, де необхідна автономна електроенергія.

2. *Термоелектричне охолодження.* Сплави на основі Bi_2Te_3 широко застосовуються в охолоджувачах (термоелектричних модулях або елементах Пельтьє). Вони здатні створювати різницю температур між двома сторонами модуля, що використовується для охолодження електроніки, міні-холодильників, кондиціонерів і навіть для охолодження процесорів у комп'ютерах.

3. *Теплові насоси.* Застосовуються у теплових насосах, які можуть використовуватися для обігріву або охолодження приміщень.

4. *Енергетичне використання відходів.* Bi_2Te_3 використовується для збору тепла, яке виділяється у процесі роботи різного обладнання або двигунів внутрішнього згоряння, і перетворення його в електричну енергію, що підвищує енергоефективність і зменшує витрати.

Бісмут-телуридні матеріали важливі завдяки своїм унікальним властивостям, зокрема високому коефіцієнту термоелектричної ефективності (високому значенню коефіцієнта добротності), що робить їх незамінними в системах, де необхідне ефективне перетворення теплової енергії в електричну або навпаки.

Ще одна унікальна сполука телуру – кадмій телурид (CdTe) – це

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

напівпровідниковий матеріал, який має широке застосування. Обсяг його застосування постійно збільшується і на 2019 рік займає нішу у 40% від усього телуру, що споживається [3]. Ось основні сфери його використання:

1. *Сонячні батареї.* CdTe є одним з найбільш ефективних матеріалів для виробництва тонкоплівкових сонячних елементів [5]. Сонячні панелі на основі CdTe мають високу ефективність перетворення сонячної енергії в електричну, особливо при виготовленні панелей великої площі. Вони також відомі своєю низькою вартістю виробництва в порівнянні з іншими типами сонячних елементів, такими як кремнієві.

2. *Інфрачервоні детектори.* CdTe використовується в інфрачервоних детекторах і оптиці завдяки своїм чудовим оптичним властивостям. Він здатен поглинати інфрачервоне світло, що робить його корисним у різних оптичних пристроях, включаючи камери для нічного бачення та інфрачервоні спектрометри.

3. *Рентгенівські детектори.* CdTe має високу здатність поглинати рентгенівські промені, що робить його ідеальним матеріалом для виготовлення рентгенівських детекторів. Ці детектори широко використовуються в медицині для діагностичних знімків і в промисловості для неруйнівного контролю.

4. *Гама-детектори.* Завдяки своїм властивостям поглинати високоенергетичні фотони, CdTe використовується в детекторах гама-випромінювання. Ці детектори знаходять застосування в ядерній медицині, безпекових системах і в космічних дослідженнях.

5. *Електроніка.* CdTe також використовується в тонкоплівковій електроніці, зокрема в транзисторах і діодах, завдяки своїм напівпровідниковим властивостям.

CdTe є важливим матеріалом для сучасної електроніки та відновлюваної енергетики, особливо через його ефективність у перетворенні енергії та здатність працювати в умовах, де інші матеріали можуть виявитися менш ефективними. Найчистіший кристал CdTe став основою для квантового стрибка в технології комп'ютерної томографії (КТ) і призвів до створення першого у світі фотонно-лічильного КТ-сканера NAEOTOM Alpha. [6].

Ще біля 10% телуру знайшли своє місце для використання у вигляді монокристалів діоксида телуру IV.

Сировина. Відомі оксиди телуру [1], наведені в табл. 1.

Оксид телуру TeO існує у газовій фазі. Утворюється шляхом нагрівання TeO_2 за температур понад 1 273 К:

$$2TeO_2\ (г) \leftrightarrow 2TeO\ (г) + O_2. \qquad (1)$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 1 - Оксиди телуру [1]

TeO	α-TeO_2 [7]	β-TeO_2 [8]	γ-TeO_2 [9,10]	Te_4O_3	Te_2O_5	α-TeO_3	β-TeO_3
газ	без-барвний	без-барвний	без-барвний	сірий	сірий	яскраво-жовтий	сірий

Температура переходу α-TeO_2 у β-TeO_2 становить 758 К. У разі нагрівання вище температури плавлення 1006 К. Його одержують унаслідок таких реакцій [1]:

- взаємодії телуру з водяною парою (373−433 К):

$$Te + 2H_2O\ (пара) = TeO_2 + 2H_2\uparrow; \quad (2)$$

- окиснення телуру киплячою концентрованою нітратною (V) кислотою:

$$2Te + 8HNO_3\ (конц.) = 2TeO_2\downarrow + 8NO_2\uparrow + 4H_2O; \quad (3)$$

- окиснення телуру калій нітратом за умови спікання (673−703 К):

$$Te + 2KNO_3 = TeO_2\downarrow + 2KNO_2; \quad (4)$$

- окиснення телуру киснем за температури понад 723 К:

$$Te + O_2 = TeO_2; \quad (5)$$

- розкладання телуритної кислоти за температури вищій ніж 313 К:

$$H_2TeO_3 = TeO_2 + H_2O; \quad (6)$$

- обробка натрій телуриту розведеною нітратною (V) кислотою:

$$Na_2TeO_3 + 2HNO_3\ (розв.\ гар.) = TeO_2 + 2NaNO_3 + H_2O; \quad (7)$$

- нагрівання ортотелуратної кислоти за температури 673−873 К:

$$2H_6TeO_6 = 2TeO_2 + O_2 + 2H_2O. \quad (8)$$

Для вирощування якісних акустооптичних (АО) кристалів зазвичай потрібен вихідний порошок TeO_2 із високою чистотою (99,995% або вище). При цьому окрім сторонніх металевих домішок, навіть незначна кількість надлишкового металевого телуру, що випадає в осад у TeO_2, може впливати на поведінку росту кристала та на його кінцеві АО властивості. Відомо декілька методів отримання початкової сировини для вирощування монокристалів TeO_2 для АО застосування. Найчастіше використовуються два різні підходи до синтезу високоякісного вихідного матеріалу TeO_2, обидва з використанням Te чистотою 99,9995% як прекурсора [11].

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

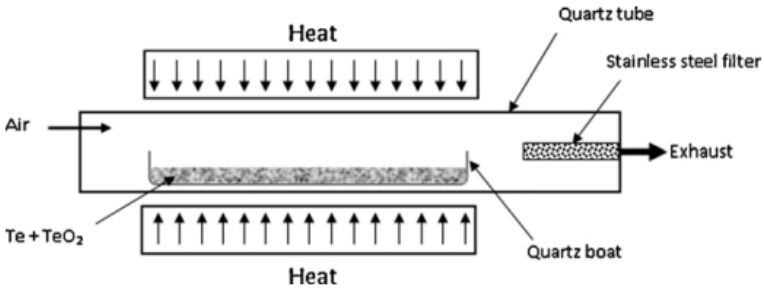


Рисунок 2 – Загальна схематична схема апарату для високотемпературного окислення [11]

У першому випадку, через процес високотемпературного окислення, де дрібний порошок Te піддається багатоступеневому процесу окислення, що відбувається у паровій або твердій фазі.

У другому випадку, за допомогою гідрометалургійного методу, порошок Te розчиняється у азотній кислоті, після чого осаджується у вигляді TeO_2 .

$$2Te + 8HNO_3\ (конц.) = 2TeO_2\downarrow + 8NO_2\uparrow + 4H_2O; \qquad (9)$$

Всі отримані порошки мають різний вигляд та властивості (рис. 3).

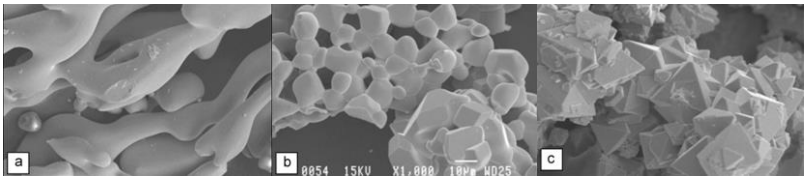


Рисунок 3 – Зображення порошків TeO_2, отриманих за допомогою скануючої електронної мікроскопії, вироблених шляхом: (a) високотемпературного окислення у послідовних паровій і твердій фазах, (b) високотемпературного окислення у два етапи у твердому стані, (c) класичного хімічного методу [11]

У роботі [11] досліджено чистоту та стехіометричність отриманої сировини. Найкраща стехіометрія отримується при використанні вологого хімічного процесу, проте не досліджено як ці методи впливають на кінцевий результат росту монокристала.

У роботі [12], присвяченій дослідженню безнейтринного подвійного бета-розпаду з використанням високочистих монокристалів TeO_2 до мокрого хімічного процесу додається етап очищення через утворення газової сполуки $TeCl_4$. Але для цього застосування критично було позбавитись радіоактивних ізотопів, а не отримати якісне АО середовище.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

З урахуванням цього, питання вибору методів отримання сировини потребує фундаментального розуміння їх впливу на оптичні та АО параметри кристалів і потребує подальших досліджень з врахуванням вимог, що висуваються до АО приладів.

Ріст. Відомо декілька методів отримання монокристалів діоксиду телура. Найбільш розповсюджені – вирощування за методом Чохральского з розтопу, вирощування за методам Бриджмена та вирощування з насичених розчинів.

У роботах [13, 14] вперше описується підготовка сировини, ріст методом Чохральского та гідротермальним методом. Максимальні розміри отриманих кристалів були до 25 мм у діаметрі. Також подаються перші значення виміряних оптичних характеристик. Такі як показники заломлення, значення оптичної активності та полоса прозорості.

В період з 1970 р по 1980 р публікуються декілька робіт за авторством Міязава Ш., які присвячені підготовці сировини, вирощуванню монокристалів та встановленню залежностей між якістю кристала та параметрами росту. Встановлено [15], що швидкість витягування менше 2 мм/год була необхідною для отримання монокристалів без макроскопічних дефектів, таких як газові бульбашки, структурні дефекти та тріщини. Швидкість обертання затравки також була одним із важливих факторів, від якого залежить форма фронту роста кристала (рис. 4), що впливає на захоплення газових дефектів. Оптимальна швидкість обертання затравки становила близько 40–50 об/хв. Витягування у напрямку [110] призводило до отримання кращих кристалів, ніж витягування вздовж осі ***c*** (001). Були наведені візуальні відмінності формування габітусу в залежності від напрямків росту (рис. 5).

Також дослідження показали, що присутність домішок, таких як Fe та Al, суттєво впливає на оптичну прозорість та інші характеристики матеріалу.

У роботі 1973 року [16] вдосконалюються методи підготовки сировини, глибше досліджується залежність фронту кристалізації від обертів та вплив його форми на якість кристалу. Проведені симуляційні експерименти для виявлення основних факторів, які пояснюють ці залежності. Кипляча водяна баня (рис. 6) відтворює температурний розподіл у розплаві, що може бути присутнім у реальному розплаві, нагрітому в печі. Для розплаву використовували гліцерин і розчин гліцерину з водою (4 частини гліцерину на 1 частину води за об'ємом) для дослідження впливу в'язкості розплаву. Для спостереження за схемою течії в розплаві поряд із модельним кристалом з алюмінію додавали чорнило з такою ж в'язкістю, як і розплав.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

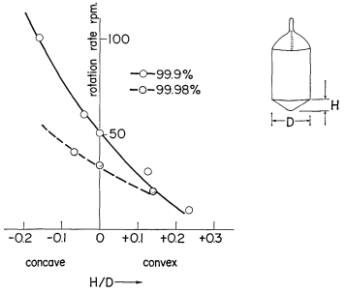


Рисунок 4 – Залежність між формою межі твердого і рідкого станів та швидкістю обертання затравки (швидкість витягування: 1,5 мм/год, діаметр кристала: приблизно 20 мм) [15]

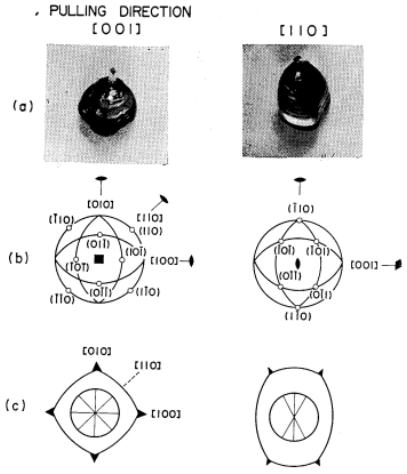


Рисунок 5 – Борозни росту на поверхнях кристала, витягнутих уздовж осі с та напряму [110] (a); стереографічна проекція композиційних площин борозен росту (b); борозни росту, очікувані за результатами графічного визначення (c) [15]

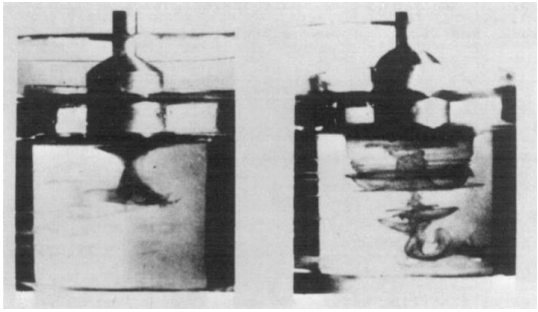


Рисунок 6 – Типові схеми течії в розплаві: зліва – при низькій швидкості обертання, справа – при високій швидкості обертання [16]

Висунуте припущення що залежності, форми фронту від обертання, зумовлені відмінностями у в'язкості між розплавами і що домішки Si і Fe можуть впливати на в'язкість розплаву TeO_2.

Припускається, що в сировині TeO_2 можуть існувати двовалентні або шестивалентні іони телуру і що іони Te^{+2} і Te^{+6} слід вважати домішками разом з іншими металевими іонами.

Автори емпірично встановили, що сировина, яка кристалізується у формі голок із темно-сірим кольором, підходить для вирощування

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

якісних монокристалів парателуриту.

Наступна робота [17] досліджує захоплення газових бульбашок у монокристалах TeO_2, вирощених методом Чохральського. Проаналізовано такі захоплення з точки зору конвекції потоків у розплаві. Було встановлено, що захоплення тісно пов'язане з формою фронту росту між твердою і рідкою фазами. Беручи до уваги взаємозв'язок між режимами потоків і рідким шаром, перенасиченим газами, який прилягає до межі росту, де гази, відторгнуті з поверхні росту, частково перенасичуються, захоплення газових бульбашок було якісно пояснено через форму фронту кристалізації. Встановлено залежність між діаметром кристала та швидкістю його обертання, яка робить фронт кристалізації пласким (рис. 7).

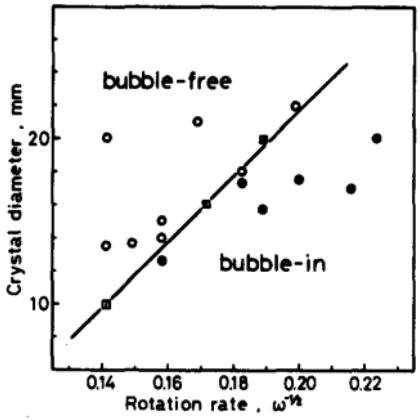


Рисунок 7 – Залежність між діаметром кристала і швидкістю обертання для TeO_2. Суцільна лінія відповідає умовам плаского фронту кристалізації [17]

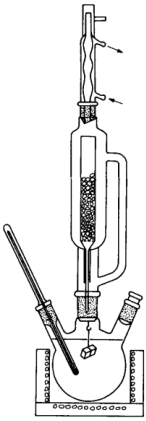
Пізніше були спроби вирощувати монокристали TeO_2 з насичених розчинів. У 1985 р. публікується спроба виростити кристали парателуриту з водного розчину азотної кислоти при нормальному тиску за температури кипіння [18]. Одним із основних елементів установки для вирощування був модифікований екстрактор Тілепапе (рис. 8, а). Конденсований розчинник із конденсатора проходив через екстракційну камеру, що містила шматочки TeO_2. Перенасичений розчин знову стікав у киплячий розчин. Таким чином було досягнуто замкнутої циркуляційної системи, в якій розчинник транспортував матеріал від джерела сировини до кристалів, що росли через випаровування за температури кипіння.

Циркуляційна система була необхідною, оскільки розчинність TeO_2 у водних розчинах азотної кислоти є досить низькою. Розчин у сферичній колбі нагрівався за допомогою двозонної електричної печі, контрольованої змінним автотрансформатором. Температура кипіння

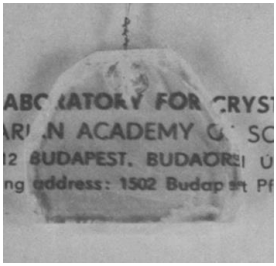
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

розчину становила 120°C. Рефлюкс перенасиченого розчину складав 5–6 крапель за хвилину.

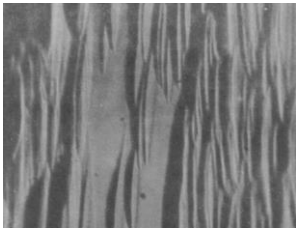
Затравкові кристали різної орієнтації були вирізані з кристалів парателуриту, вирощених методом Чохральського. Затравки кріпилися на платинових дротах. Період росту тривав 2–3 тижні, і кристали досягали розмірів 15–20 мм. Результати, наведені на фотографіях (рис. 8 b, c) свідчать про низьку якість кристалу та у поєднанні з невеликими розмірами та довгим терміном росту унеможливлюють використання такого методу для отримання кристалів, придатних для виготовлення АО комірок.



a) модифікований екстрактор Тілепапе



b) прозорість пластини TeO_2, вирощеної із розчину на затравковому кристалі



c) росткові горбки на грані [112]. Збільшення: ×10

Рисунок 8 –Установка для вирощування та отримані кристали TeO_2 [18]

У 2024 р. китайські вчені описали ще одну спробу виростити кристали TeO_2 з насиченого розчину [19]. α-TeO_2 (99.999%) і CH_4N_2O (99.999%) були розчинені у 150 мл розчину азотної кислоти (концентрація 10%, масове співвідношення) у різних співвідношеннях. Ріст проводився як зі спонтанною нуклеізацією так і на затравку. Схема установки росту та отримані результати продемонстровані на рис. 9.

Хоча автори позиціонують цей метод як заміну високотемпературних методів вирощування з розтопу, але ними не надано ніяких даних по акустооптичним характеристикам отриманих кристалів. І розміри продемонстрованих кристалів на два порядки менші за необхідні для виготовлення сучасних АО приладів.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

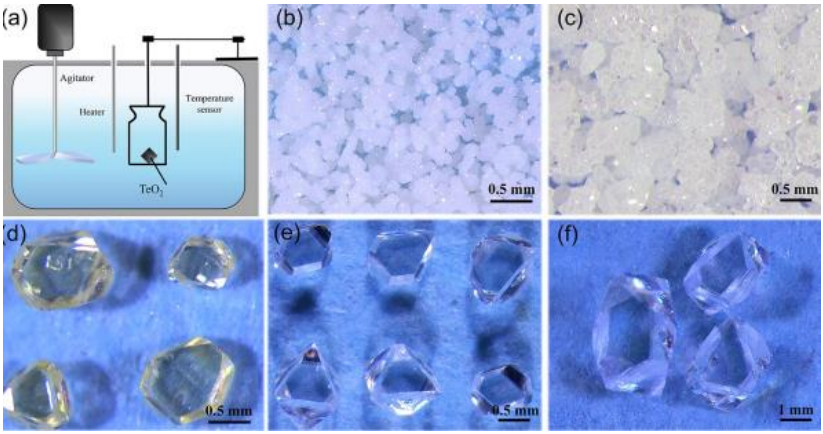
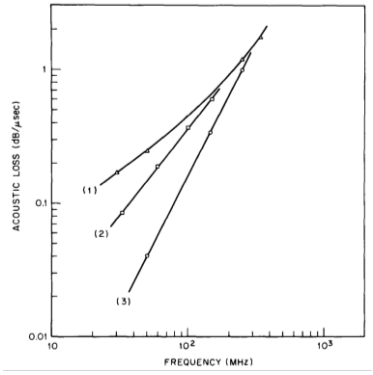
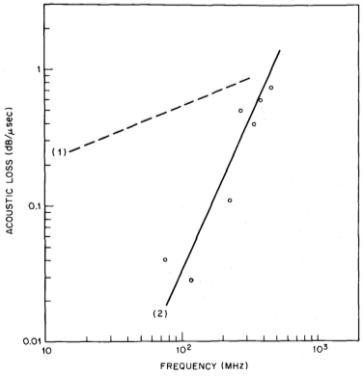


Рисунок 9 – Установка для вирощування та вирощені монокристали α-TeO_2: a) схема установки для вирощування кристалів із затравкою. b-e) кристали, отримані шляхом спонтанного зародження при різних співвідношеннях початкових компонентів і умовах росту, f) кристали, вирощені із затравкою [19]

У 1972 р. подається інформація [20] про залежність акустичних властивостей вирощених кристалів від складу початкової сировини (рис. 10), та наводяться значення коефіцієнта акустичної якості у порівнянні з плавленим кварцем та молібдатом свинцю (табл. 2).



a)



b)

Рисунок 10 – Залежність акустичних втрат у TeO_2 від частоти [20]: a) для зсувної моди [110]: (1) для кристалів, вирощених із вихідного матеріалу чистотою 99,9%, (2) як повідомляють Учіда та Омачі (Джерело [21]), (3) для кристалів, вирощених із вихідного матеріалу чистотою 99,9999%; b) для поздовжньої моди [001]:(1) Як повідомляють Учіда та Омачі (Джерело [21]. (2) для кристалів, вирощених із вихідного матеріалу чистотою 99,9999%

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 2 - Коефіцієнти АО якості нормалізовані до плавленого кварцу [20]

Material	M_1	M_2	M_3
Fused Quartz	1	1	1
$PbMoO_4$	15,3	23,7	24,9
TeO_2 L [001]	18,5	22,8	25,6
TeO_2 S [110]	8,8	525	85

На початку 2000-х парателурит вже впевнено посідав перше місце як матеріал для серійного виробництва акустооптичних приладів. І новий виток досліджень пов'язаний із задачами що ставить промисловість. Це збільшення геометричних розмірів кристалів, та підвищення об'єму придатного матеріалу у вирощеному кристалі. Найбільша проблема пов'язана з неможливістю збільшити геометричні розміри печі зі збереженням термодинамічних умов росту. Вирішення цієї задачі потребує нестандартних підходів до методів вирощування та контролю чистоти всіх процесів.

Метод Бріджмена дозволяє контролювати середовище росту від впливу зовнішніх забрунювачей. У 2004 р. публікується стаття де автори вказують на перший досвід вирощування TeO_2 методом вертикально-градієнтного заморожування [22]. Було отримано заготовки довжиною 120 мм і діаметром 25 мм за температурного градієнта 10 °C/см і швидкості переміщення менше 0.6 мм/год. Просторовий розподіл дефектів уздовж осі росту показує безперервну еволюцію режиму вільної конвекції рідини в міру просування росту. Газові бульбашки та темні включення, відторгнуті до периферії у верхній частині кристала (рис. 10), спостерігаються переважно в кристалографічних площинах (100), (001), (110) і (112).

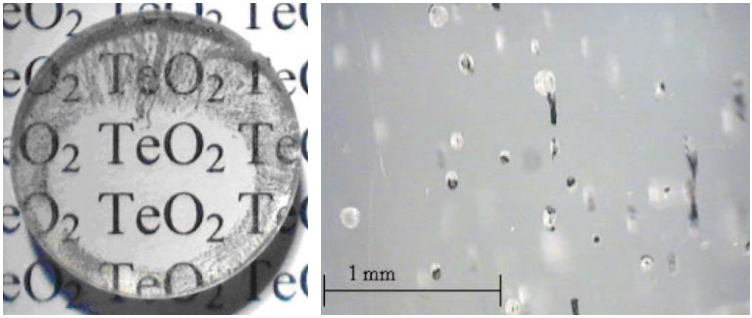


Рисунок 10 – Захоплення газових бульбашок разом із чорними включеннями у монокристалі TeO_2 [22]

Серед них аналіз за допомогою скануючої електронної мікроскопії (SEM) та мікрозонда виявив наявність металевої платини, тоді як мікро-

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Раманівські дослідження підтвердили, що газовий вміст включених бульбашок є киснем. При цьому кисень походить зі стінок тигля через платиново-індуковану дисоціацію зв'язків Te–O.

Наступна публікація від китайських вчених [23] демонструє кристали, отримані модифікованим методом Бріджмена.

Якість монокристалу залежала від розподілу температури в печі. Щоб отримати високоякісний монокристал TeO_2, було модифіковано піч Бріджмена, і досягнуто вертикального розподілу температури, як показано на рис. 11.

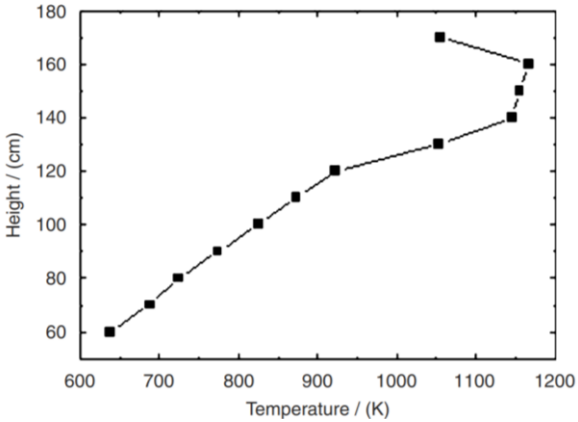


Рисунок 11 – Розподіл температурного поля у печі [23]

З рис. 11 видно, що вертикальний розподіл температури в печі поділено на три зони: зона високої температури (HTZ), зона градієнта температури (TGZ) і зона низької температури (LTZ). Верхня частина тигля в зоні HTZ підтримувалася на рівні приблизно 1100 – 1160 К, що вище точки плавлення TeO_2, де порошок TeO_2 повністю розплавлявся. Температурний градієнт у зоні TGZ становив близько 20 – 50 К/см, де плавилася затравка. Температурний градієнт у зоні LTZ був дуже малим, що дозволяло зменшити тепловий стрес у вирощеному кристалі настільки, наскільки це було можливо. У експериментах встановлено, що високоякісні кристали можна отримати при температурному градієнті 20 – 50 К/см, тоді як кристали легко тріскалися при градієнті 50 – 60 К/см. Для забезпечення високої ефективності було обрано температурний градієнт у зоні TGZ близько 45 К/см. Оптимальні умови вирощування включали швидкість вирощування менше 0,6 мм/год. Це дозволило отримати монокристали TeO_2 розміром до 52x52x80 мм, які були вільними від макродефектів, таких як бульбашки, двійники та тріщини.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Важливим аспектом також було правильне визначення напрямку вирощування, що зменшило ймовірність утворення тріщин через теплове розширення про що свідчать фотографії кристалів на рис. 12.

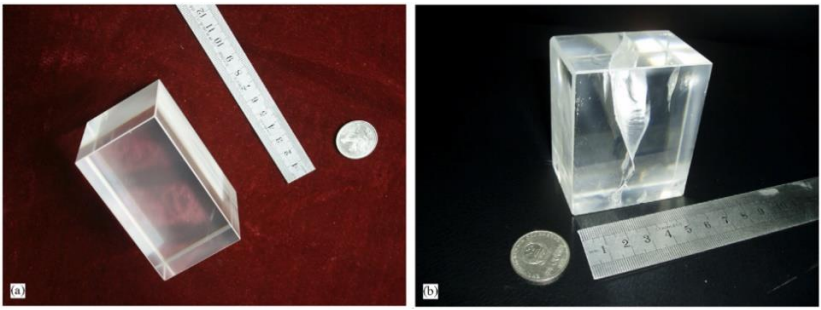


Рисунок 12 – Фотографії монокристалів: (a) - вирощений уздовж напрямку (110), (b) - вирощений уздовж іншого напрямку [23]

Однак автори не надали результатів тестів, які б демонстрували оптичну якість кристалів та можливість їх застосування в АО пристроях і у висновках самі вказують на перспективи тільки для застосування у сфері фізики високих енергій.

У роботі 2013 р. пропонується зовсім інший підхід [24], вирощування методом Чохральського з низьким температурним градієнтом і нерівномірним нагріванням. Цей метод дозволив зменшити термоеластичні напруження та дефекти, пов'язані з включенням бульбашок у кристали.

Умови такого росту були досягнуті завдяки специфічній конструкції ростової печі. Вона складається з чотирьох вертикальних зон (Top, Middle, Lower and Bottom), Top і Bottom оснащені окремими нагрівачами, тоді як кожна з Middle та Lower зон містить три нагрівальні сегменти (рис. 13a). Таким чином, загальна кількість нагрівальних елементів дорівнює восьми. Всі нагрівальні елементи підключені послідовно, і кожен з них паралельно підключений до твердотільного реле, яке керується комутатором навантаження. Якщо будь-яке реле увімкнено, відповідний нагрівач замикається накоротко. Затравлювання проводилося в осьово-симетричному полі нагріву з низьким градієнтом у моменти комутації нагрівальних елементів, як показано на діаграмі на рис. 13, d. Розподіли температури вздовж центральної осі та на периферії біля нагрівачів (напрямки X, Y і Z, див. рис. 13 b) показані пунктирними кривими на рис. 13, c. Швидкість витягування і обертання кристалу становила 3– 5 мм/день і 13–15 об/хв відповідно.

У міру зростання конічної частини кристалу часи перемикання

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

нагрівальних елементів поступово змінювалися зі швидкістю приблизно 0,5 с/день до значень, зазначених на рис. 13, е. Незважаючи на зміну температурного розподілу під час росту, тепловий баланс добре контролювався системою регулювання поперечного перерізу. Розподіл температури в центрі та на периферії показаний суцільними кривими на рис. 13, с. Таким чином, у нижній частині ростового тигля вздовж осі X були створені умови відносного перегріву. Тим часом уздовж осей Y, Z і центральної осі спостерігалося певне зниження температури.

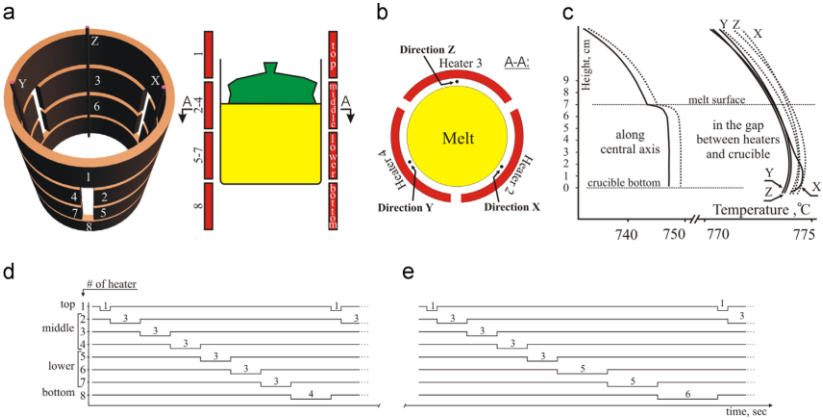


Рисунок 13 – Особливості печі для низькоградієнтного вирощування TeO_2 [24]

Використання локального перегріву в нижній частині розплаву сприяло руйнуванню частинкових асоціатів, що зменшувало кількість включень у кристалах. Завдяки цій модифікації вдалося виростити кристали масою до 1,8кг без бульбашкових включень, з високою оптичною однорідністю та низькою щільністю дислокацій.

Однак, незважаючи на успіхи, у кристалах все ще спостерігалося "волосоподібне" розсіювання (рис. 14, е), що вказує на можливі шляхи для подальшого вдосконалення методу. Також цей метод має низьку продуктивність, так як швидкість росту кристалу не перевищує 5 мм на **добу** в противагу 0,3-3 мм на **годину** при комерційному вирощуванні.

Недоліки всіх існуючих методів підкреслюють важливість подальших досліджень і розробок. Для досягнення успіху потрібен комплексний підхід, що включає:

- вдосконалення конструкцій печей та оптимізацію температурних умов;
- підвищення чистоти сировини для усунення дефектів;
- розробку нових технологій, які забезпечать швидше та якісніше

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

вирощування великих монокристалів.

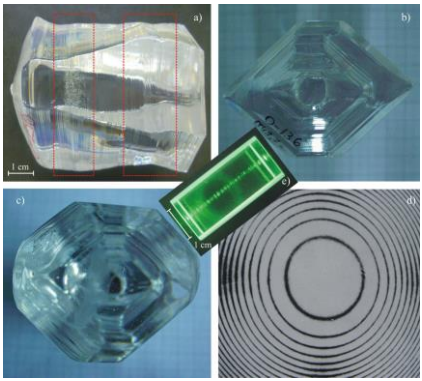


Рисунок 14 – "Низько-градієнтний" парателуритовий кристал: морфологія об'єму, вигляд збоку (a), зверху (b) та знизу (c); пунктирні області позначають зони включень бульбашок; (d) коноскопічний малюнок; (e) "волосоподібне" розсіювання в елементі, діаметр лазерного променя 1,5 мм, потужність 3 мВт, довжина хвилі 532 нм [24]

Робота в цьому напрямку є ключовою для задоволення зростаючого попиту на якісні АО кристали.

Властивості. З трьох кристалічних фаз диоксиду телура α-,β-, γ-TeO_2 у сфері АО застосування використовується α-TeO_2 що має назву парателурит. Атоми телуру в структурі α-TeO_2 оточені киснем, утворюючи рутилоподібну кристалічну гратку (рис. 15). Проте, на відміну від типової гратки рутилу (TiO_2), кисневі октаедри навколо атомів телуру значно деформовані. У цій структурі два з шести зв'язків є короткими (1,878 Å), два аксіальні зв'язки мають більшу довжину (2,12 Å), а ще два є значно довшими через вплив так званих нерозділених електронних пар [25].

Зі збільшенням об'єму довжина коротших екваторіальних зв'язків зменшується, тоді як довжина довших аксіальних зв'язків зростає. Така поведінка підтверджує уявлення про α-TeO_2 як про структуру, що складається з молекул TeO_2 [26].

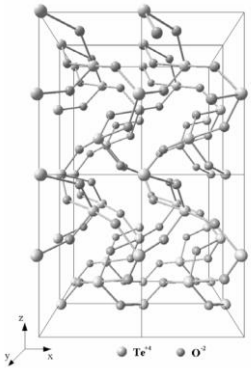


Рисунок 15 – Ланцюжкова структура гратки TeO_2 [25]

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Основні параметри монокристалічного α-TeO_2 зведені у таблицю в роботі [27].

Таблиця 2 - Основні константи монокристалу α-TeO_2 [27]

Параметр	**TeO_2**
ε_{11}	22,9
ε_{33}	24,7
ρ (*густина*)	5990
e_{31}	0
e_{33}	0
e_{15}	0
c_{11}	$5,7 \times 10^{10}$
c_{12}	$2,24 \times 10^{10}$
c_{13}	$5,35 \times 10^{10}$
c_{33}	$5,7 \times 10^{10}$
c_{44}	$2,65 \times 10^{10}$
c_{66}	$6,68 \times 10^{10}$

Основні оптичні параметри вперше були виміряні ще у 1969 році [14]. Встановлена смуга прозорості від 0,350 до 5 мкм.

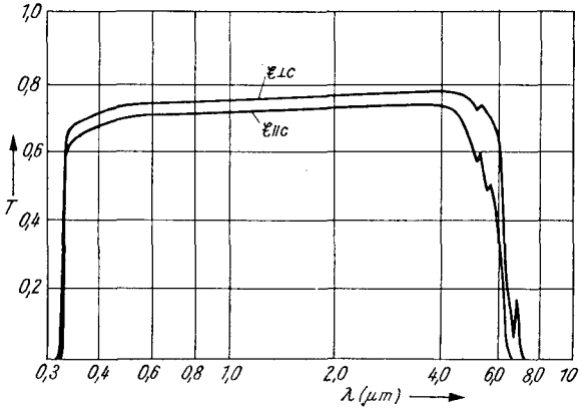


Рисунок 16 –Прозорість парателуриту залежно від довжини хвилі та напрямку поляризації [14]

Пізніше [28] було вивчено абсорбцію на краю фундаментальної смуги в ультрафіолетовій області (0,3 – 0,7 мкм) для трьох зразків, і виявлено, що дані підпорядковуються експоненційному закону Урбаха. Також проведено вимірювання дисперсійних характеристик показників

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

заломлення у видимому діапазоні (0,4 – 1,0 мкм) із використанням формули Селльмеєра для їх моделювання. Крім того, проведено вимірювання дисперсії оптичної активності (обертальної здатності) вздовж оптичної осі кристала, яку було змодельовано за допомогою формули Чандрасекхара.

Температурні залежності показників заломлення (*dn/n dT*) і оптичної активності (*dp/p dT*) вивчалися в спектральному діапазоні 0,415 – 0,8 мкм, де було виявлено аномалії у діапазоні 0,5 – 0,6 мкм, що, ймовірно, пов'язані зі слабкими піками абсорбції.

Показники заломлення для звичайного та незвичайного променів у кристалах з оптичною гірацією можуть бути визначені [29] за формулою:

$$(n^2-n_{20}^2)(n^2-n_{10}^2) = G^2 \qquad (10)$$

де n_{10} і n_{20} позначають показники заломлення відповідно для незвичайного та звичайного променів, визначені за відсутності оптичної активності, а G – коефіцієнт обертання. Розв'язання рівняння (10) дає:

$$n_1 = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{n_{10}^2+n_{20}^2+\sqrt{(n_{20}^2-n_{10}^2)^2+4G^2}}\,, \qquad (11)$$

$$n_2 = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{n_{10}^2+n_{20}^2-\sqrt{(n_{20}^2-n_{10}^2)^2+4G^2}}\,, \qquad (12)$$

де n_1 є фактичним показником заломлення для незвичайного променя, а n_2 – для звичайного променя.

Більше інформації по дослідженням з оптичної гірації у TeO_2 можна знайти у роботі науковців з Львівського національного Університету [30]. Знайдені ними значення подані у таблиці 3.

Таблиця 3 - Порівняння гіротропних параметрів α-TeO_2 та α-SiO_2 [30]

Параметр	**α-TeO_2**	**α-SiO_2**
K, ˚A	4,357	1,2541
$\lambda_0^{(9)}$, ˚A	2414.3	926,283
K_1	3,7135	1,35
$\lambda_0^{(n)}$, ˚A	1975.16	926,283
$\Delta\lambda_0$, ˚A	68,56	28
g_{33} (λ = 6328 ˚A)	$0{,}7005 \times 10^{-3}$	$1{,}009 \times 10^{-4}$

Слід зазначити, що на практиці зазвичай обирається така геометрія кристалів, за якої можна буде знехтувати впливом оптичної гірації на показник заломлення. Тому на практиці зазвичай використовують значення показників заломлення, наведені у табл. 4 та надані

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

українським виробником монокристалів TeO_2 компанією «Крис-Тех».

Парателурит завдяки своєму високому показнику заломлення та значній анізотропії, як оптичних, так і пружних властивостей, є надзвичайно універсальним матеріалом для оптоелектронних і АО приладів. Ці унікальні характеристики дозволяють використовувати кристали TeO_2 у різних конфігураціях, що забезпечує їхню ефективність у приладах для широкого спектру застосувань.

Таблиця 4 - Деякі значення показників заломлення для звичайного $\boldsymbol{n_o}$ та незвичайного $\boldsymbol{n_e}$ променя та їх різниця $\boldsymbol{\Delta n = n_e - n}$ в залежності від довжини хвилі світла [31]

λ, μm	$\boldsymbol{n_o}$	$\boldsymbol{n_e}$	$\boldsymbol{\Delta n = n_e - n_o}$
0,4047	2,4315	2,6167	0,1852
0,4358	2,3834	2,5583	0,1749
0,4678	2,3478	2,5164	0,1686
0,4800	2,3366	2,5036	0,1670
0,5086	2,3150	2,4779	0,1629
0,5461	2,2931	2,4520	0,1589
0,5893	2,2738	2,4295	0,1557
0,6328	2,2597	2,4119	0,1522
0,6438	2,2562	2,4086	0,1524
0,6900	2,2450	2,3955	0,1505
0,8000	2,2260	2,3730	0,1470
1,0000	2,2080	2,3520	0,1440

Висновки

В результаті проведеного аналізу робіт було встановлено, що вирощування монокристалів TeO_2 залишається складним технологічним процесом, зумовленим чутливістю матеріалу до термічних градієнтів, наявністю домішок у сировині та впливом параметрів росту. Найбільш використовуваними методами є методи Чохральського, Бріджмена та гідротермального росту, кожен з яких має свої переваги та обмеження.

Так як більшість досліджень проводились із застосуванням методів вирощування на зразках відносно невеликих розмірів, отримані результати важко масштабувати до промислових кристалів великих габаритів, що є критично важливим для сучасних акустооптичних пристроїв. Особливу складність становить досягнення високої оптичної однорідності та мінімізації дефектів у великих об’ємах матеріалу.

Подальші дослідження повинні бути спрямовані на вдосконалення методів вирощування з урахуванням промислових вимог, розробку

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

нових конструкцій печей з покращеним температурним розподілом та детальне вивчення впливу домішок на кінцеві властивості кристалів.

Перелік посилань

1. Гуріна Г. І. Халькогени та їхні похідні. Навчальний посібник. Харків : ХНУМГ ім. О. М. Бекетова, 2019. 219 с.

2. Goldfarb R. J., Berger B. R., George M. W., Seal II R. R. Tellurium: Chapter R of Critical Mineral Resources of the Unites States- Econmonic and Environmental Geology and Prospects for Future Supply. *Reston, Va: USGS*. 2017. P. 1-40. https://doi.org/10.3133/pp1802R

3. Tellurium. *Supply and Applications, February 2019, Conference: SME Annual Meeting At: Denver, Colorado*. URL: https://www.researchgate.net/publication/330986012_Tellurium_Supply_and_Applications

4. Jun Pei, Bowen Cai, Hua-Lu Zhuang, Jing-Feng Li Bi_2Te_3-based applied thermoelectric materials: research advances and new challenges. *Natl Sci Rev*. 2020. Vol. 7. No. 12. P. 1856. https://doi.org/10.1093/nsr/nwaa259

5. Bibin J., Varadharajaperumal S. Comprehensive Review on CdTe Crystals: Growth, Properties, and Photovoltaic Application. *The Physics of Metals and Metallography*. 2023. Vol. 124. P. 1795–1812. https://doi.org/10.1134/S0031918X2110094X

6. Photon-counting CT – Siemens Healthineers. *Siemens Healthineers | Corporate Home*. URL: https://www.siemens-healthineers.com/computed-tomography/ct-technologies-and-innovations/photon-counting-ct

7. Thomas P. A. Solid State Physics The crystal structure and absolute optical chirality of paratellurite, α-TeO_2C. *Journal of Physics*. 1988. Vol. 21. P. 4611. https://doi.org/10.1088/0022-3719/21/25/009

8. Beyer H. Refinement of the Crystal Structure of Tellurite, the Orthorhombic TeO2 *Z. Kristallogr*. 1967. Vol. 124. P. 228–237.

9. Blanchandin S., Marchet P., Thomas P., Champarnaud-Mesjard J. C., Frit B., Chagraoui A. New investigations within the TeO_2-WO_3 system: phase equilibrium diagram and glass crystallization. *Journal of Materials Science*. 1999. Vol. 34. P. 4285–4292. https://doi.org/10.1023/A:1004667223028

10. Champarnaud-Mesjard C., Blanchandin S., Thomas P., Mirgorodsky A. P., Merle-Mejean T., Frit B. Crystal structure, Raman spectrum and lattice dynamics of a new metastable form of tellurium dioxide: γ-TeO2. *Journal of physics and chemistry of solids.* 2000. Vol. 61. P. 1499.

11. Beaudrya J.-N., Greniera S., Amratea S., Mazzerab M., Zappettini A. Synthesis of high purity, stoichiometric controlled, TeO_2 powders. *Materials Chemistry and Physics.* 2012. Vol. 133. P. 804–807. https://doi.org/10.1016/j.matchemphys.2012.01.097

12. Arnaboldia C., Brofferio C., Bryant A. et al. Production of high purity TeO_2 single crystals for the study of neutrinoless double beta decay. *Journal of Crystal Growth*. 2010. Vol. 312(20). P. 2999-3008. https://doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2010.06.034

13. Arlt G., Schweppe H. Paratellurite, a new piezoelectric maternal. *Solid State Communications*. 1968. Vol. 6(11). P. 783–784.

14. Liebertz J. Einkristallzüchtung von Paratellurit (TeO_2). *Kristall Und*

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Technik. 1969. Vol. 4(2). P. 221–225.

15. Miyazawa S., Iwasaki H. Single Crystal Growth of Paratellurite TeO_2. *Japanese Journal of Applied Physics.* 1970. Vol. 9(5). P. 441–445.

16. Miyazawa S., Kondo S. Preparation of paratellurite TeO_2. *Mat. Res. Bull*. 1973. Vol. 8. P. 1215-1222.

17. Miyazawa S. Fluid-flow effect on gas-bubble entrapment in czochralski-grown oxide crystals. *Journal of Crystal Growth*. 1980. Vol. 49. P. 515–521.

18. Otsi L., Hartmann E., Vajna B. The growth of TeO_2 crystals from the boiling solution. *Acta Physica Hungarica*. 1985. Vol. 57 (3-4). P. 295-301.

19. Han L., Liu C., Wang X., Li F., Fan C., Zhang J. Low-temperature aqueous solution growth of the acousto-optic TeO_2 single crystals. *Mater. Adv*. 2024. Vol. 5. P. 3022-3028. https://doi.org/10.1039/D4MA00058G

20. Bonner W. A., Singh S., Van Uitert L. G., Warner A. W. High quality tellurium dioxide for acousto-optic and non-linear applications. Journal of Electronic Materials. 1972. Vol. 1. P. 154–164. https://doi.org/10.1007/BF02660359

21. Uchida N., Ohmachi Y. Elastic and Photoelastic Properties of TeO_2 Single Crysta. *Journal of Applied Physics*. 1969. Vol. 40. P. 4692-4695.

22. Veber P., Mangin J., Strimer P., Delarue P., Josse C., Saviot L. Bridgman growth of paratellurite single crystals. *Journal of Crystal Growth*. 2004. Vol. 270. P. 77–84.

23. Chu Y., Li Y., Ge Z., Wu G., Wang H. Growth of the high quality and large size paratellurite single crystals. *Journal of Crystal Growth.* 2006. Vol. 295. P. 158–161.

24. Kokh A. E., Shevchenko V. S., Vlezko V. A., Kokh K. A. Growth of TeO_2 single crystals by the low temperature gradient Czochralski method with nonuniform heating. *Journal of Crystal Growth*. 2013. Vol. 384. P. 1–4. https://doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2013.08.027

25. Довгий Я. О., Кость Я. П., Маньковська І. Г., Сольський І. М. Оцінка ширини гіроактивної екситонної зони кристала TeO_2. *Фізика і хімія твердого тіла*. 2007. Т. 8, № 3. С. 481-485.

26. Uchino T., Yoko T. J. Ab initio cluster model calculations on the vibrational frequencies of TeO_2 glass. *Journal of Non-Crystalline Solids*. 1996. Vol. 204(3) P. 243-252.

27. Ozer Z., Mamedov A. M., Ozbay E. $BaTiO_3$ and TeO_2 based gyroscopes for guidance systems: FEM analysis. *Ferroelectrics*. 2016. Vol. 497:1. P. 15-23. https://doi.org/10.1080/00150193.2016.1160726

28. Uchida N. Optical Properties of Single-Crystal Paratellurite (TeO_2). *Phys. Rev*. 1971. B 4. P. 3736.

29. Pilgun Yu. V., Smirnov Ye. M. Broadband acoustooptic diffraction of two-wavelength light in paratellurite. *Ukr.J.Phys.Opt*. 2010. Vol. 11. P. 28-43.

30. Dovhyj Ya. O., Kost Ya. P., Man'kovska I. G. Oscillator-oscillator interactions and the parameters of spatial dispersion in α-TeO_2 and α-SiO_2. *Ukr. J. Phys*. 2008. V. 53, N 1. P.69-73.

31. TeO_2 material properties. *Products*. URL: http://crys-teh.com/Products/ (date of access: 03.12.2024).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Reference

1. Hurina, H. I. (2019). *Khalkoheny ta yikhni pokhidni* [Chalcogens and their origins]. KhNUMG im. O. M. Beketova

2. Goldfarb, R. J., Berger, B. R., George, M.W. & Seal, II R. R. (2017). Tellurium: Chapter R of Critical Mineral Resources of the Unites States- Econmonic and Environmental Geology and Prospects for Future Supply. *Reston, Va: USGS*, 1-40. https://doi.org/10.3133/pp1802R

3. Tellurium. *Supply and Applications, February 2019, Conference: SME Annual Meeting At: Denver, Colorado*. URL: https://www.researchgate.net/publication/330986012_Tellurium_Supply_and_Applications

4. Pei, J., Cai, B., Zhuang, H.-L. & Li, J.-F. (2020). Bi_2Te_3-based applied thermoelectric materials: research advances and new challenges. *Natl Sci Rev.*, 7(12), 1856. https://doi.org/10.1093/nsr/nwaa259

5. Bibin, J. & Varadharajaperumal, S. (2023). Comprehensive Review on CdTe Crystals: Growth, Properties, and Photovoltaic Application. *The Physics of Metals and Metallography*, 124, 1795–1812. https://doi.org/10.1134/S0031918X2110094X

6. *Photon-counting CT – Siemens Healthineers.* Siemens Healthineers | Corporate Home. URL: https://www.siemens-healthineers.com/computed-tomography/ct-technologies-and-innovations/photon-counting-ct

7. Thomas, P. A. (1988). Solid State Physics The crystal structure and absolute optical chirality of paratellurite, α-TeO_2C. *Journal of Physics*, 21, 4611. https://doi.org/10.1088/0022-3719/21/25/009

8. Beyer, H. (1967). Refinement of the Crystal Structure of Tellurite, the Orthorhombic TeO2 *Z. Kristallogr.*, 124, 228–237

9. Blanchandin, S., Marchet, P., Thomas, P., Champarnaud-Mesjard, J. C., Frit, B. & Chagraoui, A. (1999). New investigations within the TeO_2-WO_3 system: phase equilibrium diagram and glass crystallization. *Journal of Materials Science*, 34, 4285–4292. https://doi.org/10.1023/A:1004667223028

10. Champarnaud-Mesjard, C., Blanchandin, S., Thomas, P., Mirgorodsky, A. P., Merle-Mejean, T. & Frit, B. (2000). Crystal structure, Raman spectrum and lattice dynamics of a new metastable form of tellurium dioxide: γ-TeO2. *Journal of physics and chemistry of solids*, 61, 1499

11. Beaudrya, J.-N., Greniera, S., Amratea, S., Mazzerab, M. & Zappettini, A. (2012). Synthesis of high purity, stoichiometric controlled, TeO_2 powders. *Materials Chemistry and Physics*, 133, 804–807. https://doi.org/10.1016/j.matchemphys.2012.01.097

12. Arnaboldia, C., Brofferio, C. & Bryant, A. and others. (2010). Production of high purity TeO_2 single crystals for the study of neutrinoless double beta decay. *Journal of Crystal Growth*. 312(20), 2999-3008. https://doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2010.06.034

13. Arlt, G. & Schweppe, H. (1968). Paratellurite, a new piezoelectric maternal. *Solid State Communications*, 6(11), 783–784

14. Liebertz, J. (1969). Einkristallzüchtung von Paratellurit (TeO_2). *Kristall Und Technik*, 4(2), 221–225

15. Miyazawa, S. & Iwasaki, H. (1970). Single Crystal Growth of Paratellurite

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

TeO_2. *Japanese Journal of Applied Physics*, 9(5), 441–445.

16. Miyazawa, S. & Kondo, S. (1973). Preparation of paratellurite TeO_2. *Mat. Res. Bull*. 8, 1215-1222

17. Miyazawa, S. (1980). Fluid-flow effect on gas-bubble entrapment in czochralski-grown oxide crystals. *Journal of Crystal Growth*, 49, 515–521

18. Otsi, L., Hartmann, E. & Vajna, B. (1985). The growth of TeO_2 crystals from the boiling solution. *Acta Physica Hungarica*, 57(3-4), 295-301

19. Han, L., Liu, C., Wang, X., Li, F., Fan, C. & Zhang, J. (2024). Low-temperature aqueous solution growth of the acousto-optic TeO_2 single crystals. *Mater. Adv*., 5, 3022-3028. https://doi.org/10.1039/D4MA00058G

20. Bonner, W. A., Singh, S., Van Uitert, L. G. & Warner, A. W. (1972). High quality tellurium dioxide for acousto-optic and non-linear applications. *Journal of Electronic Materials*, 1, 154–164. https://doi.org/10.1007/BF02660359

21. Uchida, N. & Ohmachi, Y. (1969). Elastic and Photoelastic Properties of TeO_2 Single Crysta. *Journal of Applied Physics*, 40, 4692-4695

22. Veber, P., Mangin, J., Strimer, P., Delarue, P., Josse, C. & Saviot, L. (2004). Bridgman growth of paratellurite single crystals. *Journal of Crystal Growth*, 270, 77–84

23. Chu, Y., Li, Y., Ge, Z., Wu, G. & Wang, H. (2006). Growth of the high quality and large size paratellurite single crystals. *Journal of Crystal Growth*, 295, 158–161

24. Kokh, A. E., Shevchenko, V. S., Vlezko, V. A. & Kokh, K. A. (2013). Growth of TeO_2 single crystals by the low temperature gradient Czochralski method with nonuniform heating. *Journal of Crystal Growth*, 384, 1–4. https://doi.org/10.1016/j.jcrysgro.2013.08.027

25. Dovhyi, Ya. O., Kost, Ya. P., Mankovska, I. H. & Solskyi, I. M. (2007). Otsinka shyryny hiroaktyvnoi eksytonnoi zony krystala TeO_2 [Estimation of the width of the gyroactive exciton zone of the crystal TeO_2]. *Physics and chemistry of solids*, 8(3), 481-485

26. Uchino, T. & Yoko, T. J. (1996). Ab initio cluster model calculations on the vibrational frequencies of TeO_2 glass. *Journal of Non-Crystalline Solids*, 204(3), 243-252

27. Ozer, Z., Mamedov, A. M. & Ozbay, E. (2016). $BaTiO_3$ and TeO_2 based gyroscopes for guidance systems: FEM analysis. *Ferroelectrics*, 497(1), 15-23. https://doi.org/10.1080/00150193.2016.1160726

28. Uchida, N. (1971). Optical Properties of Single-Crystal Paratellurite (TeO_2). *Phys. Rev*. B 4, 3736

29. Pilgun, Yu. V. & Smirnov, Ye. M. (2010). Broadband acoustooptic diffraction of two-wavelength light in paratellurite. *Ukr. J. Phys. Opt*., 11, 28-43

30. Dovhyj, Ya. O., Kost, Ya. P. & Man'kovska, I. G. (2008). Oscillator-oscillator interactions and the parameters of spatial dispersion in α-TeO_2 and α-SiO_2. *Ukr. J. Phys*., 53(1), 69-73

31. TeO_2 material properties. *Products*. URL: http://crys-teh.com/Products/ (date of access: 03.12.2024)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

O. I. Babachenko[1], Corresponding Member of the National Academy of Sciences of Ukraine, D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-4710-0343
I. M. Liubeka[1,2], Ph. D. Student, ORCID 0009-0005-2440-5496
G. A. Kononenko[1,3,4], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7446-4105
R. V. Podolskyi[1,3], Ph. D., Researcher, ORCID 0000-0002-0288-0641
O. A. Safronova[1], Junior Researcher, Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-4032-4275
K. V. Agarkov[2], Head of Production Department, ORCID 0009-0005-2440-5496

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *LLC "Crys-Teh"*
[3] *LLC "Additive laser technologies of Ukraine"*
[4] *National Technical University "Dnipro Polytechnic"*

OBTAINING TeO_2 SINGLE CRYSTAL FOR ACOUSTO-OPTIC APPLICATIONS: RAW MATERIALS, GROWTH PROCESS, AND PROPERTIES. (REVIEW)

Abstract. TeO_2 crystals, widely recognized for their exceptional acousto-optic and optical properties, are essential materials in modern spectroscopic, telecommunications, and defense technologies. This review highlights the key aspects of TeO_2 crystal research, including raw material preparation, growth methods, and characterization of their properties. Currently, researchers are focused on two major directions: enhancing the efficiency of existing growth techniques and addressing the challenges posed by scaling up the size of high-quality crystals. TeO_2 crystal growth methods, such as the Czochralski, Bridgman, and hydrothermal processes, face significant challenges, including sensitivity to thermal gradients and the need for high-purity raw materials. The presence of impurities, such as Fe and Pt, strongly influences the optical and structural quality of the crystals. Additionally, the formation of defects, such as bubbles and inclusions, remains a critical issue. This review emphasizes the importance of developing new furnace designs, optimizing thermal conditions, and implementing innovative growth strategies to achieve high-quality crystals suitable for industrial applications. The scalability of TeO_2 crystals remains a key challenge that demands further exploration, particularly for their use in large-scale acousto-optic devices.

Key words: acousto-optics, single crystals, tellurium dioxide, crystal growth, Czochralski Method.

For citation: Babachenko, O. I., Liubeka, I. M., Kononenko, G. A., Podolskyi, R. V., Safronova, O. A. & Agarkov K. V. (2024). Obtaining TeO_2 single crystal for acousto-optic applications: raw materials, growth process, and properties. (Review). *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 542-565. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-542-565

Стаття надійшла до редакції збірника 17.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-566-587

УДК 621.785:535.211

С. І. Губенко[1,2], д.т.н., проф., ORCID 0000-0001-6626-3979
Е. В. Парусов[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-4560-2043
І. М. Чуйко[1], к.т.н., ст. досл., ORCID 0000-0002-4753-614X
О. В. Парусов[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-9879-6179

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *Український державний інститут науки і технологій, ННІ «Придніпровська академія будівництва та архітектури»*

ВПЛИВ ЛАЗЕРНОЇ ОБРОБКИ НА СТРУКТУРУ І ЗНОСОСТІЙКІТЬ КОЛІСНОЇ СТАЛІ

Анотація. За аналізом літературних джерел доказана доцільність локального зміцнення зони викружки поверхні ковзання залізничних коліс шляхом лазерної обробки. На основі дослідження зношених в процесі експлуатації залізничних коліс, що мають різний профіль поверхні ковзання, показано, що протікання інтенсивних пластичних зсувів в умовах дії досить високих контактних напружень під час експлуатації призводить до інтенсивного зносу в зоні викружки, що може призвести до підрізу гребенів. Встановлено, що за лазерної обробки колісної сталі в режимі імпульсного випромінювання виникає лазерно-загартована зона зі структурою дисперсного мартенсита, яка ідентична «білому шару», що утворюється за умов експлуатації на поверхні ковзання. Дослідження показали, що така структура є несприятливою з точки зору експлуатації. Показано, що за лазерної обробки в режимі безперервного випромінювання можна отримати мікрокомпозитну бейнітну структуру лазерно-зміцненого шару, яка сприятлива для умов експлуатації. При цьому, параметри зміцненого шару, тонкої структури сталі, а також мікротвердість і твердість можна варіювати у певних межах залежно від вихідного стану колісної сталі, а також режиму безперервного лазерного впливу. На основі порівняльного аналізу показано, що режими лазерної обробки, а також ступінь дисперсності вихідної мікроструктури визначають ефект лазерного зміцнення колісної сталі. Запропоновано перспективний режим з потужністю лазерного променя 600 Вт і швидкістю його переміщення 5–15 мм/с, який рекомендовано використовувати особливо у поєднанні з традиційною термічною обробкою. Рекомендовано також проведення локального лазерного зміцнення зони викружки в умовах виробництва залізничних коліс після гартування перед відпуском для зменшення термічних напружень. Показано, що підвищення зносостійкості колісної сталі після лазерної обробки свідчить про ефективність застосування зміцнюючої лазерної технології шляхом цілеспрямованого використання

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

внутрішніх резервів структурної пристосованості поверхневих шарів сталі в умовах експлуатації. Обговорені перспективи локальної лазерної обробки викружки з отриманням мікрокомпозитної бейнітної структури в режимі безперервного лазерного випромінювання, що дозволить не тільки підвищити зносостійкість поверхні ковзання залізничних коліс, а й знизить ризик підрізу гребенів в процесі експлуатації. Такій обробці можна піддавати як нові залізничні колеса після традиційної термічної обробки, так і використовувати її в залізничних депо під час проведення відновлення зношених профілів поверхні ковзання шляхом переточок.

Ключові слова: залізничне колесо, колісна сталь, поверхня ковзання, бейніт, мікрокомпозитна структура, лазерна обробка, зміцнення, зносостійкість

Посилання для цитування: Губенко С. І., Парусов Е. В., Чуйко І. М., Парусов О. В. Вплив лазерної обробки на структуру і зносостійкість колісної сталі. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 566-587. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-566-587

Вступ. Залізничне колесо служить опорою екіпажу, елементом, що спрямовує при русі, та гальмівним барабаном. Кожен з його елементів (обід, диск, маточина) має свої функції та відчуває властиві йому напруження. При експлуатації колесо знаходиться в складному напруженому стані, який визначається системою контактних, динамічних і циклічних напружень [1]. Динамічні напруження виникають від тиску колеса при його ковзанні по рейці, навантаження при ударах у місцях стиків рейок тощо. Контактні напруження обумовлені взаємодією колеса з рейкою і гальмівними колодками, коли виникають дотичні напруження і напруження від тепла тертя при гальмуванні. Теплові напруження, що діють у ободі і диску, є циклічними. Всі ці напруження викликають в колесі пружно-пластичні і теплові явища, сприяють втомним процесам у ободі і диску, підрізу гребеня та руйнуванню поверхні ковзання. У колесі при експлуатації виникають різного роду ушкодження: знос поверхні ковзання (зміна профілю поверхні ободу по колу ковзання), підріз гребенів, дефекти теплового впливу (повзуни, навари, гальмівні вищербини, термічні тріщини), втомне викришування, тендітні (крихкі) тріщини [2, 3]. В останні роки різко виріс інтерес до вивчення механізму зносу поверхні ковзання, що пов'язане не тільки з необхідністю скорочення пов'язаних із зносом втрат, але також з розробкою ефективних методів підвищення довговічності коліс, забезпеченням надійності їх роботи, особливо в екстремальних умовах (великі навантаження, високі швидкості, підвищені температурні навантаження на затяжних спусках і т. ін.).

Слід зазначити, що були спроби локального зміцнення гребенів коліс за допомогою плазмового впливу з метою боротьби з бічним

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

зносом, у цих роботах була отримана мартенситна структура зони обробки [4, 5]. Крім того, нагрівання від ТВЧ успішно застосовується в залізничних депо при відновленні зношеного профілю поверхні ковзання коліс рейкового транспорту, результатом такої обробки є отримання дрібно-дисперсної перлітно-феритної структури колісної сталі [6]. Найбільш близьким за своєю сутністю і результатом, що досягається, до технічного рішення, яке є метою даних досліджень, слід вважати спосіб термічного зміцнення поверхні ковзання залізничних коліс за допомогою лазерної обробки [7, 8]. Однією з найважливіших переваг є висока гнучкість лазерної обробки завдяки можливості нагрівання обмежених ділянок поверхні за дуже короткі проміжки часу [9-11]. Збільшення питомої густини енергії призводить до більш значного температурного градієнту, внаслідок якого в тонкому шарі температура поверхні швидко знижується після видалення джерела енергії, що призводить до швидкісного самогартування поверхневого шару [9-11]. Переваги лазерного зміцнення зони викружки: локальність, бездеформаційність, економічність, екологічність, можливість автоматизації. Застосування високих технологій зміцнення дозволить поліпшити властивості колісної сталі та підвищити ресурс роботи залізничних коліс. Слід зазначити, що у ряді науково-дослідних робіт запропоновані методи зміцнення поверхні ковзання та гребенів за допомогою волоконного лазера [12-14], в результаті отримані дисперсні мартенситні структури у зоні лазерного впливу. Мартенситна структура на поверхні ковзання сприяє крихкості ободів і тому вона є неприпустимою [15]. У той же час, в жодній роботі не було запропоновано проводити зміцнювальну локальну лазерну обробку зони викружки з метою отримання бейнітної структури колісної сталі, яка за своїми властивостями є сприятливою для умов експлуатації залізничних коліс.

Мета роботи – вивчення можливості додаткового лазерного зміцнення зони викружки залізничних коліс з метою усунення підрізу гребенів.

Матеріали і методи досліджень. Досліджено зношені колеса різних конструкцій: стандартне колесо з пласкоконічною поверхнею ковзання, що має ухили 1:20 і 1:7 (колесо № 1), а також колесо з комплексно-криволінійною поверхнею ковзання (колесо № 2) [16]. Хімічний склад сталей зношених коліс наведено в табл. 1.

Дослідження проводили за допомогою оптичного мікроскопу «Neophot-31», а також шляхом рентгеноструктурного аналізу. Колеса № 1 і 2 пропрацювали понад 5 років у складі пасажирського потягу. Для лазерної обробки відбирали зразки колісної сталі (колеса № 3 і 4 виробництва ПАТ «ІНТЕРПАЙП НТЗ») з ободу, що зазнав попередню

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

термічну обробку (температура нагрівання під загартування 860 °С, витримка 20 хв., охолодження у воді зі швидкістю 10 °С/с + відпуск за температури 520 °С з витримкою 2 год.), а також з диску після гарячої деформації в інтервалі температур 1250–850 °С (охолодженого на повітрі від температури 850 °С).

Таблиця 1 – Хімічний склад сталей зношених коліс з різним профілем поверхні ковзання

№ колеса	Вміст елементів, % ваг.									
	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Al	Ti
1	0,59	0,72	0,34	0,025	0,012	0,14	0,15	0,20	–	–
2	0,57	0,78	0,34	0,023	0,012	0,13	0,16	0,21	0,14	–
3	0,58	0,74	0,34	0,025	0,011	0,14	0,17	0,21	–	–
4	0,58	0,76	0,35	0,030	0,009	0,04	0,05	0,11	0,04	0,05

Лазерне опромінення сталі проводили в режимі імпульсного випромінювання на пристрої «Квант-16» (рис. 1, а), а також в режимі безперервного випромінювання на пристрої ЛГ-701 «Кардамон» (потужність випромінювання 600 Вт, швидкість переміщення лазерного променя – 20, 15, 10 і 5 мм/с) (рис. 1, б). Заміряли твердість і мікротвердість зразків. Випробування на знос зразків колісної сталі після різних режимів лазерного опромінення проводили на випробувальній машині «СМЦ-2» (метод кочення з проковзуванням). Попередньо було виготовлено контртіла, що імітують рейку, частина з яких також піддавалася лазерній обробці за відповідним режимом. Зразки зважували до і після випробувань для визначення втрат в результаті зносу.



а б

Рисунок 1 – Сліди від імпульсної (а) та безперервної (б) лазерної дії на поверхні зразків колісної сталі: а, б – ×10

Результати досліджень та їх обговорення. При візуальному огляді зношених коліс № 1 і 2, що мають різний профіль поверхні ковзання [16], на цій поверхні виявлені такі дефекти, як повзун, відшарування, наплив металу з поверхні ковзання на зовнішню бічну

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

грань ободу, втомно-корозійний знос. В результаті напливу відбулося спотворення профілю колеса в процесі експлуатації. У зоні викружки обох коліс спостерігається ділянка локалізованої деформації (рис. 2, а, б), а також мікротріщини (рис. 2, в, г).

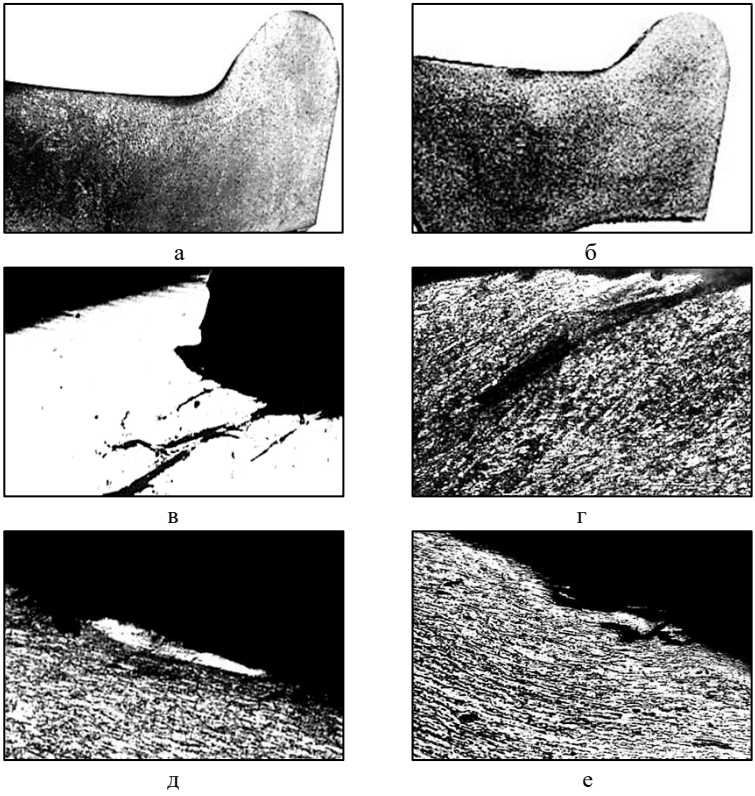


Рисунок 2 – Макроструктура зони викружки колеса № 1 (а) і колеса № 2 (б) із зношеним ободом і мікротріщини у зоні викружки (в, г) та у середині поверхні ковзання (д, е): в-е – ×100

Мікроструктура ободу після загартування від температури 860 °С представляла собою перліт і ферит. Після відпуску в структурі ободу отримали відпущений тонкодисперсний перліт (троостит) і ферит. При відпуску загартованої колісної сталі ставиться завдання підвищити пластичні властивості ободу і знизити залишкові напруження. Після гарячої деформації в інтервалі температур 1250–850 °С і нормалізації диску від температури 850 °С отримали перлітно-феритну структуру колісної сталі, яка відрізняється від структури термічно обробленої

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

сталі більшими розмірами зерен перліту і фериту та меншим ступенем дисперсності перліту.

У деформованому шарі металу на поверхні ковзання формується дислокаційна коміркова субструктура, що відповідає сильно деформованому стану металу [17-20]. Значення величин ступеня витягнутості зерен, глибини зони пластичних зсувів h_n і щільності дислокацій $\rho_\perp$ в різних ділянках поверхні ковзання коліс № 1 і 2 наведено в табл. 2. Ступінь витягнутості зерен (ступінь деформації сталі ε) і глибина зони пластичної деформації h_n максимальні в зонах викружки і напливу біля краю ободу. Щільність дислокацій також не однакова в різних місцях поверхні ковзання (див. табл. 2). Дані, які наведено в табл. 2, свідчать про значну локалізацію пластичних зсувів у зоні викружки в процесі експлуатації. Як відомо, ділянки «білого шару» являють собою безструктурний мартенсит – це крихка структурна складова, яка викрошується у процесі роботи колеса (рис. 2, д). З'являється «білий шар» внаслідок нагріву тонкого поверхневого шару від тепла гальмування до температури вище A_{C3} і подальшого різкого охолодження після відключення гальмівних колодок. Ширина «білого шару» $h_ш$ залежить від хімічного складу сталі.

Таблиця 2 – Значення параметрів мікроструктури різних ділянок поверхні ковзання коліс з різним профілем поверхні ковзання

№ колеса	Параметр	Місце виміру по ширині ободу		
		викружка	середина	наплив
1	ε, %	65–75	22–25	90
	h_n, мкм	300	60	600
	$\rho_\perp$, см$^{-2}$	$9{,}22\cdot10^{11}$	$3{,}732\cdot10^{9}$	$9{,}60\cdot10^{11}$
2	ε, %	60	10	80
	h_n, мкм	180	20–40	420
	$\rho_\perp$, см$^{-2}$	$6{,}54\cdot10^{10}$	$6{,}41\cdot10^{8}$	$8{,}0\cdot10^{11}$
Примітка: ε – ступінь деформації сталі, h_n – глибина зони пластичних зсувів, $\rho_\perp$ – щільність дислокацій.				

Уздовж усієї поверхні ковзання обох зношених коліс зустрічаються мікротріщини та розшарування, які призводять до формування та відшарування частинок зносу або крихкому руйнуванню, у першу чергу, у зоні викружки (рис. 2, е), що на практиці викликає масові підрізи гребенів коліс.

Результати вивчення характеру неоднорідного розвитку пластичних зсувів поблизу поверхні ковзання, а також механізму зносу залізничних коліс [7, 8, 17-22] показали доцільність додаткового зміцнюючого впливу на зону викружки за допомогою лазерної обробки. У цьому

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

дослідженні не ставилося завдання отримання рекордно високої твердості на поверхні ковзання, оскільки таке завдання може вирішуватися при розробці режимів зміцнення пари тертя колесо-рейка, а твердість поверхні ковзання залізничного колеса $Тв_{кол}$ не повинна бути вищою за твердість поверхні головки рейки $Тв_{рей}$, а точніше – повинна відповідати співвідношенню $Тв_{кол}/Тв_{рей}$ = 0,9–1,0.

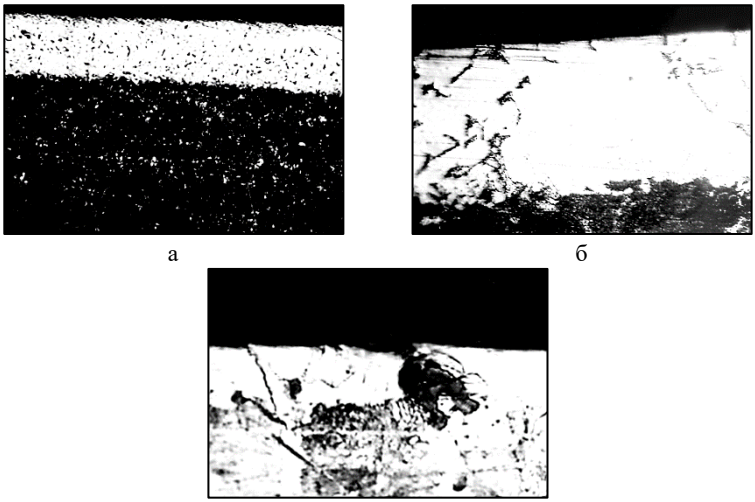
Оскільки ободи залізничних коліс піддають термічному зміцненню, необхідне дослідження структурних змін при лазерному впливі на попередньо термічно зміцнену колісну сталь. Крім того, для порівняння доцільно вивчити вплив лазерної обробки на структуру нормалізованої колісної сталі.

Обробка імпульсною лазерною дією. Дослідження структури зони лазерного гартування в режимі імпульсного впливу показало, що на поверхні зразків, як підданих, так і не підданих попередньому термічному зміцненню, з'являється зона безструктурного мартенситу (рис. 3 а, б), для якого характерні значні термічні та структурні напруження, які сприяють зміцненню сталі. Слід зазначити, що в структурі лазерно-загартованого шару присутня деяка кількість надлишкового фериту, що не встиг, очевидно, розчинитися при прискореному нагріванні. Двофазна лазерно-загартована структура спостерігалася при енергії імпульсу 10–13,5 Дж, при більш високих значеннях енергії лазерного імпульсу 15–25 Дж структура лазерно-загартованого шару була однофазною. При тому, рентгеноструктурний аналіз виявив невелику кількість аустеніту залишкового (5–15 %). Для рентгенограм, знятих після лазерного гартування, характерне розмиття мартенситних рентгенівських ліній і фізичне розширення аустенітних ліній у порівнянні зі звичайним гартуванням.

Зміна мікротвердості сталі за глибиною зони лазерного впливу наведена у табл. 3. Чим вище енергія імпульсу, тим більше середнє значення мікротвердості сталі та більше глибина зміцненого шару. За наявності у зміцненому шарі обох сталей неметалевих включень спостерігали зони релаксації термічних напружень (рис. 3, в).

Вплив термічного зміцнення на характер структури лазерного гартування проявляється, вочевидь, внаслідок подрібнення структури сталі як на мікрорівні, так і на рівні тонкої структури, а також підвищення ступеня мікрохімічної неоднорідності, що впливає на механізм і кінетику швидкісного розпаду аустеніту. Це питання потребує додаткових досліджень. У той же час, чим більше енергія лазерного імпульсу, тим більше глибина загартованого шару h, менше об'ємна частка фериту $V_Ф$ і більше залишкового аустеніту в структурі загартованого шару (табл. 4).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



а б в

Рисунок 3 – Мікроструктура колісної сталі (×500) після лазерної обробки в імпульсному режимі: а-в – колесо № 3; а – енергія імпульсу 12 Дж; б, в – енергія імпульсу 15 Дж

Таблиця 3 – Мікротвердість за глибиною зони лазерного гартування

Вихідний стан, енергія лазерного імпульсу, Дж	Відстань від поверхні зразка, мкм							
	0	100	200	250	350	420	500	600
Гартування + відпал, 12	4750 4830	4700 4800	2800 2970	2750 2830	2700 2820	2750 2810	2700 2790	2700 2770
Гартування + відпал, 25	6600 6780	6500 6720	6200 6360	4900 5040	4800 4970	4800 4930	4700 4830	2700 2830
Гаряча деформація, 12	4040 4180	4000 4150	3000 3210	3000 3180	2900 3090	2900 3060	2900 3050	2900 3030
Гаряча деформація, 25	4200 4350	4100 4310	4000 4250	4000 4220	4000 4190	3800 4040	3800 4040	3000 3220
Примітка: значення у чисельнику та знаменнику – колесо № 3 і колесо № 4 відповідно.								

Параметри тонкої структури лазерно-загартованої зони після імпульсного впливу наведено у табл. 4. Аналізуючи ці дані, можна стверджувати, що зміцнення колісної сталі при імпульсному лазерному впливі визначається декількома факторами: швидкісне протікання фазових перетворень, локальне легування від неметалевих включень, підвищення щільності дефектів кристалічної будови, розвиток

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

мікропластичних зсувів. Все це призводить до отримання в гіпернерівноважних умовах ультрадисперсного мартенситу з характерними ознаками сильно зміцненої структури (висока щільність дислокацій, значні мікровикривлення в решітці, дроблення блоків мозаїки).

Таблиця 4 – Вплив енергії лазерного імпульсу на параметри мікро- та тонкої структури колісної сталі, яка була попередньо загартована і відпущена

Характеристика	Вихідн. стан	Енергія лазерного імпульсу W, Дж					
		25	18	15	13,5	12	10
h, мкм	–	300–500	250–420	200–400	80–100	50–80	40–60
H_μ, МПа	2700	6600	6220	5480	4900	4620	4420
$V_Ф$, %	30	5	7	8	30	30	30
$A_{зал}$, %	–	15	12	8	5	5	5
$a \cdot 10^{-5}$, см	3,50	0,35	0,49	0,61	0,92	1,03	1,26
$\Delta a/a$	початок відліку	0,36	0,32	0,32	0,28	0,24	0,24
$\rho^{\perp}$, см$^{-2}$	$2{,}6 \cdot 10^{8}$	$0{,}9 \cdot 10^{11}$	$0{,}2 \cdot 10^{11}$	$0{,}82 \cdot 10^{10}$	$0{,}71 \cdot 10^{10}$	$0{,}53 \cdot 10^{10}$	$0{,}26 \cdot 10^{10}$
Твердість, НВ	270	670	620	552	495	474	438
Примітка: $V_Ф$ – частка фериту, h – глибина загартованого шару, $A_{зал}$ – кількість залишкового аустеніту, a – розмір блоків, $\Delta a/a$ – мікронапруження ($\Delta a/a$), $\rho^{\perp}$ – щільність дислокацій, H_μ – мікротвердість.							

Очевидно, що за усіх режимів імпульсного лазерного впливу отримані значення твердості та мікротвердості колісних сталей, які значно перевищують гранично допустимі значення твердості поверхні ковзання, а саме 350 НВ. Структура лазерно-загартованого шару, отриманого при імпульсному лазерному впливі, ідентична «білим шарам», що утворюються на поверхні ковзання під час експлуатації. Такі структури несприятливі з точки зору експлуатаційної надійності [15].

Обробка безперервною лазерною дією. Мікроструктура зони лазерної обробки сталі, попередньо загартованої і відпущеної, являє собою дисперсний мартенсит або бейніт плюс залишковий аустеніт і дисперсний цементит (рис. 4, а, б). Характер основної структури сталі, яка визначається за допомогою рентгеноструктурного аналізу, залежить від швидкості переміщення лазерного променю: за швидкості 20 мм/с, коли інтенсивність охолодження сталі максимальна, отримали мартенсит (за результатом перетворення аустеніт → мартенсит), за інших режимів лазерної обробки – бейніт (за результатом перетворення аустеніт → бейніт), (рис. 4, в-к). Оскільки мартенситна структура на

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

поверхні ковзання неприпустима [15], представляється перспективною бейнітна структура лазерного гартування.

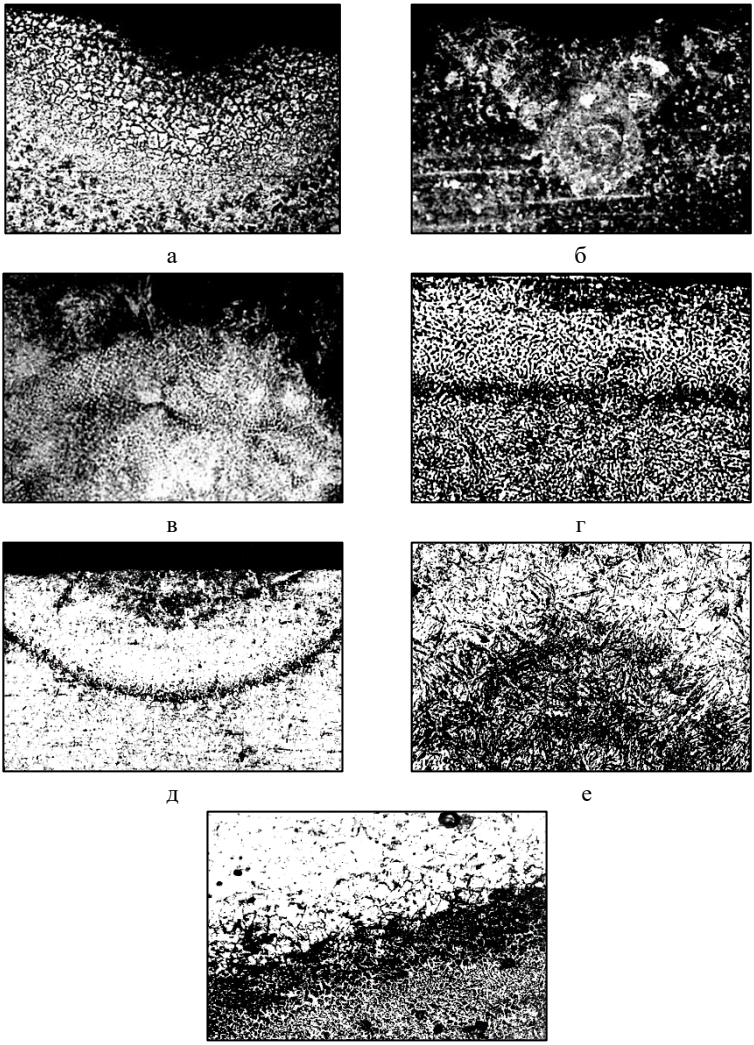


Рисунок 4 – Мікроструктура колісних сталей після лазерної і попередньої термічної обробок: а-в, д – колесо № 3; г, д, к – колесо № 4; а, б, д – ×200; в, г, е, к – ×500

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

У табл. 5 наведено результати впливу режиму лазерної обробки безперервної дії на параметри тонкої структури колісної сталі. У разі попередньої термічної обробки параметри мікровикривлень в решітці, величини блоків і щільності дислокацій свідчать про більшу міру зміцнення сталі при лазерній обробці у порівнянні з вихідним гарячедеформованим і нормалізованим станом, що визначається впливом напружень у вихідній структурі колісної сталі.

Таблиця 5 – Параметри зони лазерного зміцнення колісної сталі після обробки безперервною лазерною дією

Вихідний стан сталі	Швидкість лазерного променю, мм/с	Розмір блоків, $\cdot 10^5$, см	Мікровикривлення $\Delta a/a$	Щільність дислокацій, $\rho_{\perp}$, см$^{-2}$
Гаряче-деформований	Почат. відл.	3,52	Початковий відлік	$2{,}3\cdot10^{8}$
	5	0,72	0,35	$4{,}2\cdot10^{11}$
	10	1,22	0,35	$3{,}48\cdot10^{11}$
	15	1,71	0,32	$2{,}1\cdot10^{10}$
	20	1,82	0,30	$1{,}7\cdot10^{10}$
Після термічної обробки	Почат. відл.	3,31	Початковий відлік	$4{,}7\cdot10^{10}$
	5	0,48	0,38	$6{,}3\cdot10^{11}$
	10	0,54	0,37	$3{,}6\cdot10^{11}$
	15	0,62	0,36	$2{,}4\cdot10^{11}$
	20	0,69	0,36	$2{,}3\cdot10^{11}$

Аналіз впливу режиму лазерної обробки, а саме швидкості переміщення лазерного променю, показав, що зі зменшенням часу високоенергетичного впливу знижується рівень зміцнення колісної сталі. Закономірності зміни параметрів тонкої структури сталі після лазерної обробки полягають у тому, що зі збільшенням швидкості переміщення променю блоки мозаїки стають дрібнішими, а мікровикривлення в решітці зростають, зростає і щільність дислокацій. Це пов'язано з розвитком часткової релаксації напружень при зменшенні швидкості переміщення лазерного променю.

Аналіз особливостей зони лазерного впливу показав, що її мікроструктура складається з (рис. 5):

- саме ділянки з бейнітною структурою (1), що має ширину S_1;
- перехідної зони з бейнітно-перлітною структурою (2), яка має ширину S_2;
- зони термічного впливу (3), яка має ширину S_3 в залежності від режиму опромінення (рис. 4, г-к).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

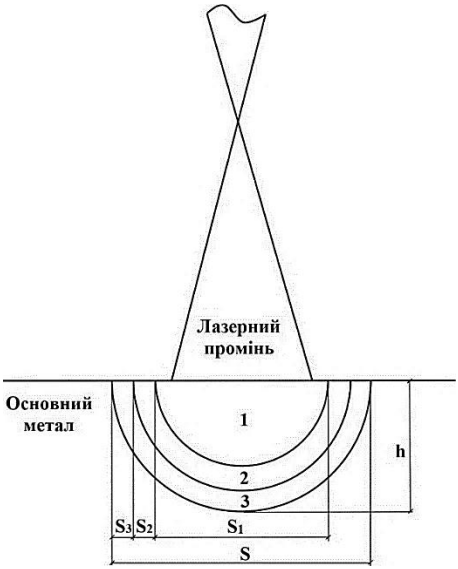


Рисунок 5 – Схема структури зони лазерного зміцнення

В табл. 6 наведено розміри означених структурних зон. Таким чином, в результаті лазерного опромінення отримана мікрокомпозитна (градієнтна) структура зони лазерної обробки. При цьому перехідна зона (2) забезпечує міцне зчеплення шару з бейнітною структурою із основною структурою колісної сталі (зоною термічного впливу), що підвищує стійкість до крихкого руйнування. Загальна ширина S зони лазерного впливу від одного проходу лазерного променю складається:

$$S = S_1 + 2S_2 + 2S_3 \quad (1)$$

Глибина зміцненого шару h складала 1,2–1,6 мм в залежності від режиму опромінення:

$$h = S_1 + S_2 + S_3, \quad (2)$$

причому значення S_2 та S_3 практично є однаковими у напрямках ширини та глибини дії лазерного променю.

Таблиця 6 – Значення ширини градієнтних ділянок зони лазерної дії

Ширина структурної зони	у мм	у мкм
S_1	1,3–1,9	$(1,3–1,9)\cdot10^3$
S_2	$(30–70)\cdot10^{-3}$	30–70
S_3	0,3–0,8	$(0,3–0,8)\cdot10^3$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Мікрокомпозитна зона лазерного впливу, що виникла у результаті бейнітного перетворення аустеніту з різною швидкістю внаслідок неоднорідного розподілу температури за шириною і глибиною дії лазерного опромінення, забезпечує перепади значень мікротвердості сталі у зоні опромінення (табл. 7). Зона лазерного впливу має композитну структуру за ознаками змінних фазового складу та мікротвердості.

Таблиця 7 – Значення мікротвердості ділянок зони лазерного впливу (швидкість руху лазерного променю $V_{пр}$ = 15 мм/с)

Ділянка у зоні лазерного впливу	Мікротвердість, МПа
1	5680
2	3850
3	3300

Мікротвердість і твердість зміцненого лазерною обробкою шару зі збільшенням швидкості руху лазерного променю зростають, що пов'язано зі збільшенням внутрішніх напружень і щільності дефектів кристалічної будови (табл. 8). Зона термічного впливу після лазерної обробки мікроструктурно виражена слабо. Зі збільшенням швидкості руху променю, тобто зі зменшенням часу лазерного впливу, глибина зміцненої зони зменшується.

Таблиця 8 – Зміна мікротвердості колісної сталі від поверхні в глибину зразка після лазерної обробки

$V_{пр}$, мм/с	Вих. стан сталі	Відстань від поверхні зразка, h, мкм							
		0	100	200	300	400	500	600	700
5	Після термообробки	4400 4580	4300 4470	4200 4320	3900 4070	3000 3200	3000 3180	2900 3080	2900 3070
15		5500 5680	5300 5510	4400 4560	3100 3280	3100 3240	3000 3180	2900 3040	2900 3030
5	Гаряче-деформований	3800 3960	3800 3950	3500 3680	3100 3290	2400 2610	2300 2490	2300 2480	2300 2480
15		4600 4790	4400 4570	3400 3620	2500 2740	2400 2660	2300 2470	2300 2460	2300 2460
Примітка: значення у чисельнику та знаменнику – колесо № 3 і колесо № 4 відповідно.									

При всіх швидкостях переміщення лазерного променю мікротвердість попередньо термічно обробленої сталі вище, ніж нормалізованої після гарячої деформації (табл. 8).

Таким чином, при безперервному лазерному випромінюванні поверхневий шар колісної сталі зміцнюється у результаті значного диспергування структури, збільшення щільності дефектів кристалічної

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

будови, дроблення блоків мозаїки і зростання мікровикривлень у кристалічній решітці, а також утворення мікрокомпозитної структури за результатом бейнітного перетворення. Зміна швидкості руху лазерного променю дозволяє варіювати рівень зміцнення сталі та глибину зміцненої зони, а також характер структури сталі. Оскільки мартенситна структура на поверхні ковзання неприпустима [15], представляється перспективною бейнітна структура лазерного гартування.

Режими лазерної обробки визначають ефект лазерного зміцнення колісної сталі. Перспективним є режим з потужністю лазерного променю 600 Вт і швидкістю його переміщення 5–15 мм/с, особливо у поєднанні з традиційною термічною обробкою. Оскільки в даному дослідженні були отримані значення мікротвердості лазерно-зміцненого шару колісної сталі, підданої попередній термічній обробці, вище 360 НВ і не ставилося завдання отримання рекордних значень цього показника, представляється можливим рекомендувати загальноприйняті заводські режими попередньої традиційної термічної обробки ободів залізничних коліс (температури гартування 840–860 °С і відпуску 480–550 °С відповідно для коліс різних розмірів і сталей різного хімічного складу). Слід зазначити, що при проведенні локального лазерного зміцнення зони викружки в умовах виробництва залізничних коліс доцільним є проведення локального лазерного зміцнення після гартування перед відпуском, тоді відпуск призведе до зменшення термічних напружень.

Вплив лазерної обробки на зносостійкість. Для дослідження зносостійкості колісної сталі після лазерної обробки проводили випробування на знос. Попередньо були підготовлені контртіла, що імітують рейки, причому частину з них піддавали лазерній обробці за тим же режимом, що і зразок колісної сталі. Результати випробувань наведено в табл. 9.

Аналіз результатів випробувань на знос показав ефективність лазерної обробки колісної сталі в режимі безперервного впливу. За результатами випробувань на знос відношення зносостійкості лазерно-зміцненої сталі та термічно зміцненої колісної сталі виявилося краще у випадках безперервного лазерного впливу, що призводило до отримання бейнітної структури у порівнянні з імпульсним режимом лазерної обробки. Особливо це проявилося у разі поєднання звичайної термічної і лазерної обробок. Зносостійкість зразків колісної сталі підвищилася у середньому на 70 %, зносостійкість контртіла також підвищилася на 10 % у разі рейкової сталі без лазерної обробки і на 62 % у разі рейкової сталі після лазерної обробки. Очевидно, що лазерна обробка в режимі безперервного впливу призводить до суттєвого підвищення зносостійкості колісної сталі (зниженню інтенсивності

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

зношування), особливо якщо цій обробці піддається пара тертя або один з елементів пари тертя. Це свідчить про перспективність спільної обробки коліс і рейок, у першу чергу в локальних проблемних ділянках. Зокрема, у залізничного колеса – це зона викружки.

Таблиця 9 – Результати випробувань на знос зразків колісної сталі після лазерної обробки

Пара тертя	Початкова маса зразка, г	Маса зразка після випробувань, г	Втрата маси, г	Відношення зносостійкості зміцненого і вихідного матеріалу
Колісна сталь, т/о, без ЛО – рейкова сталь без ЛО	86,87 85,03	85,60 83,83	1,27 1,20	1,0 1,0
Колісна сталь, г/д, імп. ЛО, W = 25 Дж – рейкова сталь без ЛО	83,28 81,22	82,34 80,41	0,94 0,81	1,35 1,48
Колісна сталь, г/д, імп. ЛО, W = 25 Дж – рейкова сталь після ЛО	82,39 81,19	81,51 80,44	0,88 0,75	1,44 1,59
Колісна сталь, г/д, безпер. ЛО, V = 15 мм/с – рейкова сталь без ЛО	81,86 84,11	80,94 83,32	0,92 0,79	1,38 1,51
Колісна сталь, г/д, безпер. ЛО, V=15 мм/с – рейкова сталь після ЛО	81,46 86,33	80,61 85,59	0,85 0,74	1,49 1,62
Колісна сталь, т/о, безпер. ЛО, V = 15 мм/с – рейкова сталь без ЛО	82,03 84,02	81,22 83,31	0,81 0,71	1,56 1,69
Колісна сталь, т/о, безпер. ЛО, V 15 мм/с – рейкова сталь після ЛО	82,22 80,21	81,44 79,52	0,78 0,69	1,62 1,74
Примітка: ЛО – лазерна обробка; г/д – гаряча деформація; т/о – термічна обробка; W – енергія лазерного імпульсу; $V_{пр}$ – швидкість переміщення лазерного променю. Значення у чисельнику та знаменнику – колесо № 3 і колесо № 4 відповідно.				

Підвищення зносостійкості колісної сталі після лазерної обробки показує ефективність застосування зміцнюючої лазерної технології шляхом цілеспрямованого використання внутрішніх резервів структурної пристосованості поверхневих шарів сталі в умовах експлуатації. Вивчення структури тонкого поверхневого шару після випробувань на знос показало пластичну поведінку лазерно-зміцненої структури без утворення тріщин, навіть якщо це були лазерні «білі

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

шари» на відміну від крихкої поведінки «білих шарів», що виникають під час експлуатації.

Очевидно, що довговічність лазерно-зміцненої поверхні буде забезпечена, якщо надлишкова внутрішня енергія, яка накопичена при лазерному впливі, встигне розсіятися перш, ніж досягне критичного рівня, що викликає руйнування поверхні. Каналами дисипації надлишкової внутрішньої енергії при навантаженні лазерно-опроміненого шару сталі є пластичні зсуви у результаті руху дислокацій і, можливо, утворення бейніту або мартенситу деформації при розпаді залишкового аустеніту.

Під час лазерної обробки з'являється можливість створення мікрокомпозитних структур, які призводять в умовах експлуатації до явища структурно-енергетичної пристосованості, що має знизити знос пари тертя колесо-рейка. Коефіцієнт тертя f при цьому залежить від ряду факторів:

$$f = 2 \cdot \pi(1 - \nu) \cdot \left(\frac{\sigma_T}{G}\right) \cdot \sqrt{\left\{\left(\frac{\rho}{\rho_1}\right) \cdot sin\alpha\right\}}, \qquad (3)$$

де σ_T – границя текучості сталі, G – модуль зсуву сталі, ν – коефіцієнт Пуасона, ρ і ρ_1 – щільність дислокацій відповідно до і після тертя, sinα – орієнтаційний фактор.

Очевидно, що для отримання мінімального коефіцієнту тертя для пари колесо-рейка необхідно, щоб лазерно-загартована структура притерпала пластичні перетворення під час експлуатації, що призводить до збільшення щільності дислокацій на робочій поверхні та пластичної релаксації напружень. Це зумовлює необхідність також піддавати поверхню рейок локальному лазерному зміцненню.

Таким чином, представляється перспективною локальна лазерна обробка викружки з отриманням бейнітної структури в режимі безперервного лазерного випромінювання, що дозволить не тільки підвищити зносостійкість поверхні ковзання залізничних коліс, а й знизить ризик підрізу гребенів у процесі експлуатації.

Висновки

1. Дослідження зношених у процесі експлуатації залізничних коліс, які мають різний профіль поверхні ковзання, показало, що протікання інтенсивних пластичних зсувів в умовах дії досить високих контактних напружень призводить до інтенсивного зносу в зоні викружки, що може призвести до підрізу гребенів. Необхідно локальне зміцнення зони викружки з метою вирішення зазначених проблем.

2. Під час лазерної обробки колісної сталі в режимі імпульсного випромінювання формується лазерно-загартована зона зі структурою

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

дисперсного мартенситу, яка ідентична «білому шару», що утворюється за умов експлуатації на поверхні ковзання. Така структура є несприятливою з точки зору експлуатаційної надійності.

3. Під час лазерної обробки в режимі безперервного випромінювання утворюється мікрокомпозитна бейнітна структура лазерно-зміцненого шару, яка сприятлива для умов експлуатації. Параметри зміцненого шару, тонкої структури сталі, а також твердість можна варіювати у певних діапазонах залежно від вихідного стану колісної сталі, а також режиму безперервного лазерного впливу.

4. Режими лазерної обробки, а також ступінь дисперсності вихідної мікроструктури визначають ефект лазерного зміцнення колісної сталі. Перспективним є режим з потужністю лазерного променю 600 Вт і швидкістю його переміщення 5–15 мм/с, особливо у поєднанні з традиційною термічною обробкою. В умовах виробництва залізничних коліс доцільно проведення локального лазерного зміцнення зони викружки після гартування перед відпуском для зменшення термічних напружень.

5. Підвищення зносостійкості колісної сталі після лазерної обробки показує ефективність застосування зміцнюючої лазерної технології шляхом цілеспрямованого використання внутрішніх резервів структурної пристосованості поверхневих шарів сталі в умовах експлуатації. Представляється перспективною локальна лазерна обробка викружки з отриманням мікрокомпозитної бейнітної структури в режимі безперервного лазерного випромінювання, що дозволить не тільки підвищити зносостійкість поверхні ковзання залізничних коліс, а й знизить ризик підрізу гребенів у процесі експлуатації. Такій обробці можна піддавати як нові залізничні колеса після традиційної термічної обробки, так і використовувати її у залізничних депо під час проведення відновлення зношених профілів поверхні ковзання шляхом переточок.

Перелік посилань

1. Sladkovsky A., Yessaulov V., Shmurygin N., Taran Y., Gubenko S. An analysis of stress and strain in freigth car wheels. *Transactions on Modelling and Simulation*. 1997. Vol. 16. P. 15–24.

2. Воробьёв А. А., Губенко С. И., Иванов И. А. Ресурс и ремонтопригодность колёсных пар подвижного состава железных дорог. Москва : ИНФРА-М, 2011. 264 с.

3. Губенко С. И., Беспалько В. Н. К вопросу о качестве лазерного упрочнения сталей. *The World of Science and Innovation* : сб. трудов VII Международной научно-практической конференции, г. Лондон, 10-12 февраля 2021 г, Лондон, Великобритания, 2021. С. 444–452.

4. Петров С. В., Сааков А. Г. Плазма продуктов сгорания в инженерии поверхности. Киев : ТОПС, 2000. 220 с.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

5. Сарсембаева Т. Е., Канаев А. Т., Тополянский П. А. Исследования изменения внутренних напряжений в цельнокатаных железнодорожных колесах после поверхностной плазменной закалки. *Strategiczne Pytania Swiatowej Nauki – 2019* : матер. 10 Междунар. научно-практ. конф. Пшемысль, Польша : Nauka i Studia, 2019. С. 65–73.

6. Кушнер В. С., Кутько А. А., Воробьев А. А., Губенко С. И., Иванов И. А., Керенцев Д. Е. Влияние структуры и механических характеристик колесных сталей на изнашивание и режимы восстановления профиля колесных пар. Омск : ОмГТУ, 2015. 224 с.

7. Губенко С. И, Никульченко И. А. О проблеме подреза гребней железнодорожных колес при эксплуатации. *Спеціальна металургія: вчора, сьогодні, завтра* : зб. праць XV Всеукраїнської науково-практичної конференції. Київ : НТУУ «КПІ», 2017. С. 365–383.

8. Gubenko S. About the possibility of local laser hardening of the treed of railway wheels. *MTM Machines, Technologies, Materials*. 2021. Vol. 3(5). P. 266–269.

9. Коваленко В. С., Головко Л. Ф., Меркулов Г. В., Стрижак А. И. Упрочнение деталей лучом лазера. Киев : Техника, 1981. 131 с.

10. Реди Дж. Промышленные применения лазеров. Москва : Мир, 1981. 638 с.

11. Ставрев Д., Щърбаков В., Дикова Ц. Структура и свойства на желязо-въглеродни сплави след въздействие с концентрирани енергийни потоци. Болгария, Варна : СТЕНО, 2015. 264 с.

12. Bogdanov A. V., Grezev N. V., Shmelyov S. A., Murzakov M. A., Markushov Yu. V. Wheel steel strengthening with fiber lasers. *Science Intensive Technologies in Mechanical Engineering*. 2016. No. 9. P. 30–37. https://doi.org/10.12737/21237

13. Козубенко И. Д., Хаскин В. Ю., Черниенко В. Д. Технология лазерной наплавки и термообработки деталей колесных пар подвижного состава. *Автоматическая сварка*. 2001. № 3(576). С. 35–37.

14. Хриптович Е. В., Шиганов И. Н., Пономаренко Д. В., Шмелев С. А., Ишкиняев Э. Д. Сравнительный анализ характеристик бандажей колёсных пар, закалённых с использованием лазерного и плазменного источника тепла. *Мир транспорта*. 2022. Вып. 20(3). С. 6–12. https://doi.org/10.30932/1992-3252-2022-20-3-1

15. Узлов И. Г., Гасик М. И., Есаулов А. Т., Мирошниченко Н. Г., Пройдак Ю. С. Колесная сталь. Киев : Техніка, 1985. 168 с.

16. Есаулов В. П., Козловский А. И., Есаулов А. Т., Староселецкий М. И. Конструкции железнодорожных колес мира. Днепропетровск : Сич, 1997. 428 с.

17. Краузе Г., Шольген Ю. Факторы, влияющие на трение и износ в системе «колесо-рельс». *Железные дороги мира*. 1978. № 1. С. 62–64.

18. Ларин Т. В. Исследование механизма износа, усталостного выкрашивания, образования выщербин и наволакивания на поверхности катания цельнокатаных колёс. *Повышение надёжности и долговечности деталей подвижного состава и пути* : Тр. ВНИИЖТ, 1977. С. 51–68.

19. Таран Ю. Н., Есаулов В. П., Губенко С. И. Повышение износостойкости железнодорожных колес с разным профилем поверхности катания. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2000. № 2. С. 42–44.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

20. Есаулов В. П., Пройдак Ю. С., Губенко С. И., Сладковский А. В., Иськов М. В. Исследование структурных изменений вблизи поверхности катания железнодорожных колес при эксплуатации. *Вісник Дніпропетровського національного університету залізничного транспорту*. 2004. Вып. 5. С. 65–71.

21. Taran Y. N., Esaulov V. P., Gubenko S. I. Increase of wear-resistance of railway wheels with different profile of tread. *Metallurgical and Minning Industry*. 2000. № 2. P. 42–44.

22. Taran Y., Yessaulov V., Kozlovsky A., Sladkovsky A., Gubenko S. Wear reduction on working surface of railway wheels. *Transactions on Modelling and Simulation*. 1999. Vol. 22. P. 693–701.

References

1. Sladkovsky, A., Yessaulov, V., Shmurygin, N., Taran, Y., & Gubenko, S. (1997). An analysis of stress and strain in freigth car wheels. *Transactions on Modelling and Simulation*, 16, 15-24.

2. Vorob'ev, A. A., Gubenko, S. I., & Ivanov, I. A. (2011). *Resurs i remontoprihodnost kolesnykh par podvizhnoho sostava zheleznykh doroh* [Resource and maintainability of wheel pairs of rolling stock of railways]. INFRA-M. [In Russian].

3. Gubenko, S. I., & Bespalko, V. N. (2021, 10-12 February). K voprosu o kachestve lazernoho uprochneniia stalei [On the question of the quality of laser hardening of steels]. *The World of Science and Innovation*, London, UK, 444-452. [In Russian].

4. Petrov, S. V., & Saakov, A. G. (2000). *Plasma produktov shoraniia v inzhenerii poverkhnosti* [Plasma of burning products in surface engineering]. TOPS. [In Russian].

5. Sarsembaeva, T. E., Kanaev, A. T., & Topolianskii, P. A. (2019). Issledovaniia izmeneniia vnutrennikh napriazhenii v tsel'nokanykh zheleznodorozhnykh kolesakh posle poverkhnostnoi plazmennoi zakalki [Investigation of internal stress changes in solid rolled railway wheels after surface plasma hardening]. *Strategic Questions of World Science – 2019*, Przemyśl, Poland, 65-73. Nauka i Studia. [In Russian].

6. Kushner, V. S., Kutko, A. A., Vorobiev, A. A., Gubenko, S. I., Ivanov, I. A., & Kerentsev, D. E. (2015). *Vliianie struktury i mekhanicheskikh kharakteristik kolesnykh stalei na iznashivanie i rezhimy vosstanovleniia profilia kolesnykh par* [The influence of the structure and mechanical characteristics of wheel steels on wear and repair modes of the profile of wheel pairs]. OmGTU. [In Russian].

7. Gubenko, S. I., & Nikulchenko, I. A. (2017). O probleme podreza hrebnei zheleznodorozhnykh koles pri ekspluatatsii [About the problem of undercutting of railway wheel flanges during operation]. *Special metallurgy: yesterday, today, tomorrow*, Collection of works of the XV All-Ukrainian Scientific and Practical Conference, Kyiv, 365-383. NTUU "KPI". [In Russian].

8. Gubenko, S. (2021). About the possibility of local laser hardening of the treed of railway wheels. *MTM Machines, Technologies, Materials*, 3(5), 266-269.

9. Kovalenko, V. S., Golovko, L. F., Merkulov, G. V., & Strizhak, A. I. (1981). *Uprochnenie detalei luchom lazera* [Hardening of parts by a laser beam]. Tekhnika. [In Russian].

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

10. Redi J. (1981). *Promyshlennye primeneniia lazerov* [Industrial applications of lasers]. Mir. [In Russian].

11. Stavrev, D., Schrbakov, V., & Dikova, Ts. (2015). Struktura i svoistva zheliazo-vhlerodni splavi sled vzdeistvie s kontsentrirani enerhiini pototsi [Structure and properties of iron-carbon alloys after treatment by concentrated energy flows]. STENO. [In Bulgarian].

12. Bogdanov, A. V., Grezev, N. V., Shmelyov, S. A., Murzakov, M. A., & Markushov, Yu. V. (2016). Wheel steel strengthening with fiber lasers. *Science Intensive Technologies in Mechanical Engineering*, (9), 30-37. https://doi.org/10.12737/21237

13. Kozubenko, I. D., Khaskin, V. Yu., & Chernienko, V. D. (2001). Tekhnolohiia lazernoi naplavki i termoobrabotki detalei kolesnykh par podvizhnoho sostava [Technology of laser surfacing and heat treatment of parts of rolling stock wheelsets]. *Automatic Welding*, 3(576), 35-37. [In Russian].

14. Khriptovich, E. V., Shiganov, I. N., Ponomarenko, D. V., Shmelev, S. A., & Ishkiniaev, E. D. (2022). Sravnitel'nyi analiz kharakteristik bandazhei kolesnykh par, zakalennykh s ispol'zovaniem lazernoho i plazmennoho istochnika tepla [Comparative analysis of the characteristics of wheel pairs hardened using laser and plasma heat sources]. *World of Transport*, 20(3), 6-12. [In Russian]. https://doi.org/10.30932/1992-3252-2022-20-3-1

15. Uzlov, I. G., Gasik, M. I., Esaulov, A. T., Miroshnichenko, N. G., & Proidak, Yu. S. (1985). *Kolesnaia stal* [Wheel steel]. Tekhnika. [In Russian].

16. Esaulov, V. P., Kozlovskii, A. I., Esaulov, A. T., & Staroseledetskii, M. I. (1997). *Konstruktsii zheleznodorozhnykh koles mira* [Railway wheel designs of the world]. Sich. [In Russian]

17. Krauze, G., & Sholgen Yu. (1978). Faktory, vliiayuschie na trenie i iznos v sisteme "koleso-rels" [Factors affecting friction and wear in the wheel-rail system]. *Zheleznye Dorohi Mira*, (1), 62-64. [In Russian].

18. Larin, T. V. (1977). Issledovanie mekhanisma iznosa, ustalostnoho vykrashivaniia, obrazovaniia vyscherbin i navolakivaniia na poverkhnosti kataniia tselnokatannykh koles [Study of the mechanism of wear, fatigue spalling, chipping and dragging on the rolling surface of solid-rolled wheels]. *Povyshenie Nadezhnosti i Dolhovechnosti Detalei Podvizhnoho Sostava i Puti* : Trudy VNIIZhT, 51-68. [In Russian].

19. Taran, Yu. N., Esaulov, V. P., & Gubenko, S. I. (2000). Povyshenie iznosostoikosti zheleznodorozhnykh koles s raznym profilem poverkhnosti kataniia [Improving the wear resistance of railway wheels with different rolling surface profiles]. *Metallurgical and Mining Industry*, (2), 42-44. [In Russian].

20. Esaulov, V. P., Proidak, Yu. S., Gubenko, S. I., Sladkovskii, A. V., & Iskov, M. V. (2004). Issledovanie strukturnykh izmenenii vblizi poverkhnosti kataniia zheleznodorozhnykh koles pri ekspluatatsii [Study of structural changes near the rolling surface of railway wheels during operation]. *Bulletin of Dnipropetrovsk National University of Railway Transport*, (5), 65-71. [In Russian].

21. Taran, Y. N., Esaulov, V. P., & Gubenko, S. I. (2000). Increase of wear-resistance of railway wheels with different profile of tread. *Metallurgical and Mining Industry*, (2), 42-44.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

22. Taran, Y., Yessaulov, V., Kozlovsky, A., Sladkovsky, A., & Gubenko, S. (1999). Wear reduction on working surface of railway wheels. *Transactions on Modelling and Simulation*, 22, 693-701.

S. I. Gubenko[1,2], Dr. Sc. (Engin.), Prof., ORCID: 0000-0001-6626-3979
E. V. Parusov[1], Dr. Sc. (Engin.), Sen. Res., ORCID: 0000-0002-4560-2043
I. M. Chuiko[1], Cand. Sc. (Engin.), Sen. Res., ORCID 0000-0002-4753-614X
O. V. Parusov[1], Cand. Sc. (Engin.), Sen. Res., ORCID: 0000-0002-9879-6179

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *Ukrainian State University of Science and Technologies,*
ESI"Prydniprovska Academia of Civil Engineering and Architecture"

THE EFFECT OF LASER PROCESSING ON THE STRUCTURE AND WEAR RESISTANCE OF WHEEL STEEL

Abstract. According to the analysis of literary sources, the expediency of local strengthening of the cove zone of the tread by means of laser treatment has been proven. Based on the study of railway wheels worn during operation, which have a different profile of the tread, it is shown that the flow of intense plastic shear under conditions of sufficiently high contact stresses under operating conditions leads to intensive wear in the zone of the cove, which can lead to undercutting of the crests. It has been established that laser treatment of wheel steel in the pulsed radiation mode creates a laser-strengthened zone with a dispersed martensite structure, which is identical to the "white layer" that forms under operating conditions on the tread. Studies have shown that such a structure is unfavorable from the point of view of exploitation. It is shown that during laser processing in the mode of continuous radiation, it is possible to obtain a microcomposite bainite structure of a laser-strengthened layer, which is favorable for operating conditions. At the same time, the parameters of the strengthened layer, fine steel structure, as well as microhardness and hardness can be varied within certain limits depending on the initial state of the wheel steel, as well as the mode of continuous laser exposure. On the basis of a comparative analysis, it is shown that the modes of laser processing, as well as the degree of dispersion of the initial microstructure, determine the effect of laser strengthening of wheel steel. A promising mode with a laser beam power of 600 W and a speed of its movement of 5–15 mm/s is proposed, which is recommended to be used especially in combination with traditional heat treatment. It is also recommended to carry out local laser strengthening of the cove zone in the conditions of the production of railway wheels after quenching before tempering to reduce thermal stresses. It is shown that the increase in the wear resistance of wheel steel after laser treatment indicates the effectiveness of the application of strengthening laser technology through the purposeful use of internal reserves of the structural adaptability of the surface layers of steel in operational conditions. The prospects of local laser processing of the circle with obtaining a microcomposite bainite structure in the mode of continuous laser radiation are discussed, which will not only increase the wear resistance of the tread of railway wheels, but also reduce the risk of undercutting of the crests during

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

operation. This treatment can be applied both to new railway wheels after traditional heat treatment, and to use it in railway depots during the restoration of worn profiles of the tread by regrinding.

Key words: railway wheel, wheel steel, tread, bainite, microcomposite structure, laser processing, strengthening, wear resistance

For citation: Gubenko, S. I., Parusov, E. V., Chuiko, I. M., & Parusov, O. V. (2024). The effect of laser processing on the structure and wear resistance of wheel steel. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 566-587. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-566-587

Стаття надійшла до редакції збірника 04.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-588-601

УДК 669.162.231/.238

Д. С. Зотов[1], к.т.н, ORCID 0009-0007-2996-0709
К. Г. Нізяєв[2], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-9260-0964
О. В. Узлов[3], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0003-1329-5576
О. В. Пучиков[3], с.н.с., ORCID 0000-0003-4119-6399
О. А. Шпак[3], м.н.с.

[1] *ПАТ "УКРНАФТА"*
[2] *Український державний університет науки і технологій*
[3] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ЗНИЖЕННЯ ВМІСТУ ТА РОЗМІРІВ НЕМЕТАЛЕВИХ ВКЛЮЧЕНЬ В ШТРИПСОВОМУ ПРОКАТІ НИЗЬКОВУГЛЕЦЕВОЇ МАРКИ СТАЛІ

Анотація. Зменшення кількості неметалевих включень в готовому прокаті при виплавці та обробці сталі високої якості є нагальною проблемою для всіх світових металургійних підприємств. В роботі наведені результати по покращенню якості низьковуглецевої сталі за чистотою по неметалевим включенням в умовах серійного виробництва на одному з металургійних комбінатів України. Введення великих порцій алюмінію в переокислений метал при випусканні сталі в ківш, в різних зонах розплаву призводить до утворення різних комбінацій оксидів. Більші частки коагулюють та асимілюють в шлак, а менші частки герценіту, муліту, магнезіальних шпінелей залишаються в розплаві. Повне видалення названих включень при позапічній обробці сталі як правило досить складне. Для зменшення кількості та розмірів неметалевих включень алюмінатів та силікатів в прокаті, необхідно забезпечити пригнічення утворення цих комплексних неметалевих з'єднань на етапі розкислення сталі при зливанні з конвертера в ківш. Зробити це можна шляхом створення термодинамічних умов для повного переходу з'єднань в шлак, або шляхом заміни алюмінатів на альтернативні розкислювачі, які не забруднять сталь. Використання для розкислення рідкої сталі кальцію та вуглецю при додаванні в розплав дозволяє зменшити кількість залишкових неметалевих включень на основі алюмінію в прокаті за рахунок підвищення їх розчинності в рідкій сталі, а також винесення надлишкового кисню в газоподібному стані у вигляді сполук CO та CO_2. Проаналізований вплив розкислення карбідом кальцію при попередньому розкисленні під час зливання напівпродукту з кисневого конвертора на ступінь забрудненості неметалевими включеннями в плоскому прокаті. Визначення забрудненості готового прокату неметалевими включеннями виконувалось згідно з вимогами

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ДСТУ 8966:2019. Виконане коригування технології розкислення сталі на фінальній стадії виплавляння в конвертерній дільниці. Показано, що часткова заміна алюмінію на карбід кальцію при розкисленні сталі на фінальній стадії виплавки дозволяє знизити забрудненість штрипсового низьковуглецевого прокату неметалевими включеннями.

Ключові слова: карбід кальцію, штрипс, неметалеві включення, низьковуглецева сталь.

Посилання для цитування: Зотов Д. С., Нізяєв К. Г., Узлов О. В., Пучіков О. В. Зниження вмісту та розмірів неметалевих включень в штрипсовому прокаті низьковуглецевої марки сталі. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 588-601. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-588-601.

Вступ. Умовою отримання сталевого прокату високої якості є забезпечення чистоти сталі по неметалевим включенням, газам та шкідливим домішкам. Морфологія та характер розподілення включень в металевій матриці закладається здебільшого на фінальній стадії виплавки сталі в конвертері під час розкислення та визначається видом розкислювачів, які використовуються та послідовністю їх вводу в рідкий метал [1].

Згідно з вимогами ДСТУ 8966:2019 оцінювання чистоти штрипсової сталі по неметалевим включенням (НВ) відбувається згідно зі шкалою Ш6. Неметалеві включення підпадають під узагальнену класифікацію у п. 4.1.2 ДСТУ 8966:2019 як оксиди точкові (ОТ), силікати крихкі (СК), силікати недеформовані (СН). Окрема класифікація в ДСТУ для комплексних поєднань оксидів кальцію з алюмінатами відсутня. В поточній атестації зразків плавок при виробництві метод точного спектрального аналізу EDX електронної скануючої мікросокпії не застосовується, тому комплексні сполуки оксидів кальцію з алюмінатами класифікувались як оксиди точкові та силікати крихкі та силікати недеформовані (ОТ, СК, СН).

У зв'язку з підвищенням якісних вимог замовника до штрипсового прокату по неметалевим включенням проаналізований стан поточного виробництва конвертерного цеху на одному металургійних комбінатів України. Співзіставлення з вимогами ДСТУ 8966:2019 та замовника наведені в табл. 1.

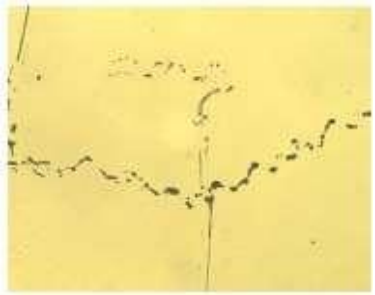
Характерні неметалеві включення в низьковуглецевому штрипсі поточного виробництва наведені на рис. 1-3. Проби класифікувались згідно з джерелом [2].

Металографічний аналіз проб металу з МБЛЗ та готового прокату показав, що основним видом неметалевих включень є оксиди та силікати, квазірівномірно розподілені по висоті ківша.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 1 - Співзіставлення вимог до бальності по неметалевим включенням

Найменування	Бал згідно зі шкалою Ш6	
	Середній	Максимальний
ДСТУ 8966:2019	2,5	4,0
Вимоги замовника	2,0	3,5
Поточне виробництво	3,0	5,0

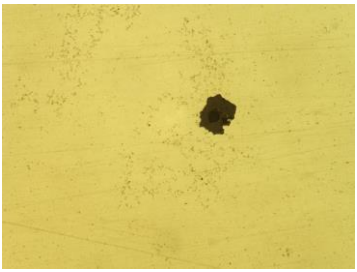


а, х50

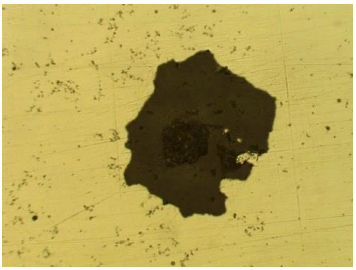


б, х50

Рисунок 1 - Неметалеві включення типу Al2O3 (корунд) – маленькі дуже тверді кристалики, при поліруванні викришуються та залишають «хвости»

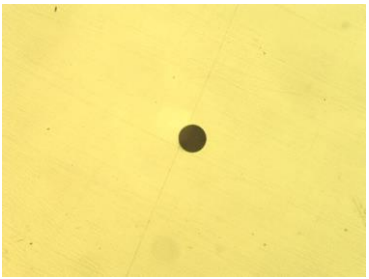


а, х100



б, х400

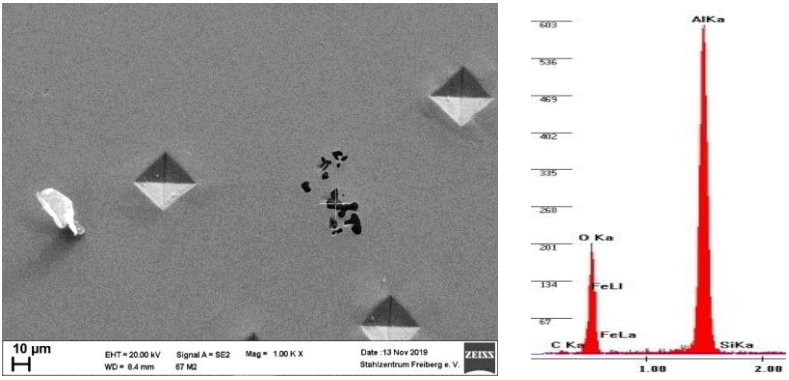
Рисунок 2 - Неметалеві включення типу $FeO_x \cdot Al_2O_3$ (герценіт або залізна шпінель). Утворюють конгломерати неправильної форми, важко видаляються з розплаву через високу адгезію до рідкого металу



х100

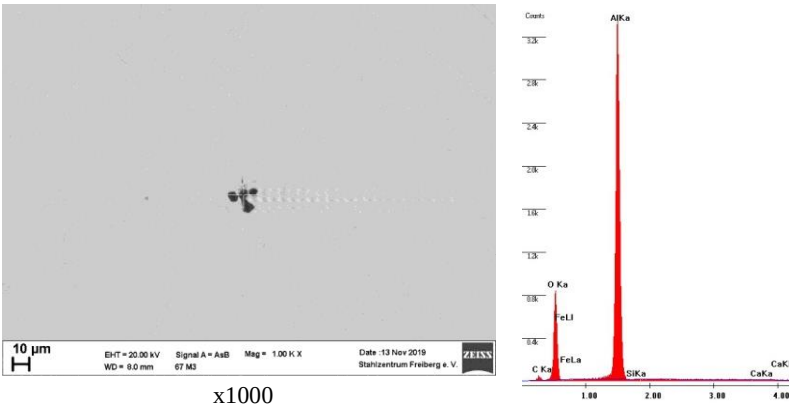
Рисунок 3 - Неметалеві включення типу $CaO \cdot SiO_2$ - силікат кальцію, глобулярний, колір темно-сірий, поверхня на вигляд шорстка

Для встановлення природи неметалевих включень на лабораторному устаткуванні Інституту технології сталі та чавуну Фрайберзької гірничої академії, Німеччина, був виконаний електронномікроскопічний аналіз на растровому скануючому мікроскопі Karl Zeiss Supra 40 із спектральним електронно-дисперсійним аналізом включень (EDX). Результати аналізу деяких характерних часток неметалевих включень наведені на рис. 4 -6.



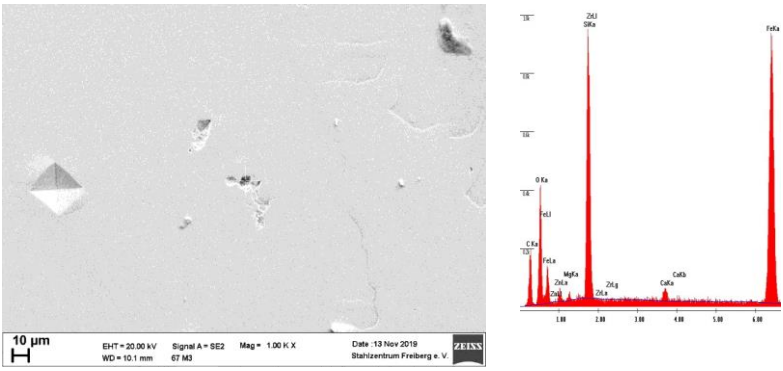
x1000

Рисунок 4 - Скупчення оксидів. Згідно з результатами спектрального аналізу на піковій діаграмі в правій частині рисунку, це оксиди алюмінію (масова частка Al 53%, O – 31%, Fe - 12%)



x1000

Рисунок 5 - Скупчення оксидів. Згідно з результатами спектрального аналізу на піковій діаграмі в правій частині рисунку, це оксиди алюмінію (масова частка Al - 58%, O - 32%, Fe - 2%, Ca - 0,5%)



x1000

Рисунок 6 - Скупчення оксидів. Згідно з результатами спектрального аналізу на піковій діаграмі в правій частині рисунку, це оксиди кремнію в матриці заліза (масова частка Si 16%, O - 10%, Fe - 56%, C - 14%, Ca - 2%)

Енергодисперсійний спектральний EDX аналіз хімічного складу включень в експериментальних плавках показав, що це здебільшого оксиди алюмінію та кремнію, зрідка комплексні оксиди з невеликою кількістю кальцію або магнію.

Отримані данні підтверджують результати, які наведені в роботі [3].

Для зменшення кількості та розмірів неметалевих включень алюмінатів та силікатів в прокаті, необхідно забезпечити пригнічення утворення цих комплексних неметалевих з'єднань на етапі розкислення сталі при зливанні з конвертера в ківш. Зробити це можна шляхом створення термодинамічних умов для повного переходу з'єднань в шлак, або шляхом заміни алюмінатів на альтетрнативні розкислювачі, які не забруднять сталь.

Одним із таких альтернативних розкислювачів з точки зору зменшення забрудненості прокату неметалевими з'єднаннями алюмінію може бути карбід кальцію. В виробничій практиці одного з металургійних підприємств CaC_2 використовувався значний час як розкислювач в конвертерному виробництві середньовуглецевих марок сталей і показав задовільну економічну ефективність застосування як альтернатива алюмінію вторинному АВ-87 при попередньому розкисленні. Витрати на розкислення за рахунок зменшення частки алюмінію зменшились на 20% [4].

Інформації про вплив розкислення сталі карбідом кальцію на фінальній стадії виплавки на забезпечення чистоти по неметалевим включенням в літературних джерелах немає. Тому дослідження технології розкислення низьковуглецевих сталей на фінальній стадії

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

виплавки за допомогою карбіду кальцію з метою зменшення забрудненості неметалевими включеннями штрипсового низьковуглецевого прокату є вельми актуальним.

Мета роботи. Розробка технічних рішень та технологічних прийомів, які спрямовані на пригнічення утворення комплексних неметалевих з'єднань алюмінію, небажаних в штрипсовій сталі. Оцінка ефективності заміни алюмінію на карбід кальцію при розкисленні низьковуглецевої сталі на фінальній стадії виплавки на чистоту готового прокату по неметалевим включенням.

Результати дослідження. Введення великих порцій алюмінію в переокиснений метал при випусканні сталі в ківш, в різних зонах розплаву призводить до утворення різних комбінацій оксидів. Це в свою чергу призводить до утворення не тільки включень корунда, але й великої кількості включень герценіту $FeO \cdot Al_2O_3$. Також великі порції алюмінію активно взаємодіють з футеруванням ковшу з утворенням магнезіальних шпінелей $MgO \cdot Al_2O_3$. Утворення магнезіальної шпінелі, коли MgO з вогнетриву та з шлаку спочатку розкислюється алюмінієм, зумовлений тим, що MgO є менш стабільним, ніж CaO. Внаслідок цього формуються комплексні частки $MgO\text{-}Al_2O_3$.

Узагальнено хімічні реакції відновлення оксидів кальцію та магнію алюмінієм можна навести так:

$$3<MeO> + 2(Al) = <Al_2O_3> + 3\{Mg\} \quad (1)$$

Енергію Гіббса для цих реакцій можна визначити з рівнянь [5]:

$$\Delta G_{CaO-Al} = 687780\text{-}15{,}675 \cdot T \cdot \lg(T)\text{-}199{,}16 \cdot T, \text{ Дж/моль} \quad (T = 1760 - 2500 \text{ К}); \quad (2)$$

$$\Delta G_{MgO-Al} = 581190+76{,}75 \cdot T \cdot \lg(T) - 563{,}8 \cdot T, \text{ Дж/моль} \quad (T = 1700 - 2500 \text{ К}). \quad (3)$$

Температура початку цих реакцій складає приблизно 2720 К та 1850 К відповідно. Проте утворюваний в результаті протікання реакції (1.1) оксид алюмінію повинен активно вступати у взаємодію з відповідним оксидом лужноземельного металу, перешкоджаючи таким чином відновленню останнього. При цьому, наприклад, температура початку реакції (4) складає більше, ніж 3800 К.

$$3(CaAlO_4) + 5Al_ж = 4< Al_2O_3> + 3\{Ca\} \quad (4)$$

При розкисленні сталі кальцієм включення шпінелі $MgO \cdot Al_2O_3$ стають нестабільними і модифікуються в комплексні частки $CaO\text{-}MgO\text{-}Al_2O_3$. Точка плавлення включень зменшується і при температурі рідкої сталі вони стають рідкими та отримують глобулярну форму.

Проте, 100% перехід комплексних включень оксидів алюмінію,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

кальцію, магнію в рідкий стан з повною коалесценцією на серійних сталеплавильних виробництвах неможливий. Одночасне введення в переокислений метал при випусканні алюмінію та кремнію веде до утворення не тільки надлишкової кількості герценіту, але й великій кількості включень муліту $2A1_2O_3 \cdot SiO_2$ [3].

Температури плавління герценіта, муліта та магнезіальної шпінелі вищі за температуру плавління сталі і складають для герценіта $FeO \cdot Al_2O_3$ $T_{пл}$ = 1780°C, для муліта $2A1_2O_3 \cdot SiO_2$ $T_{пл}$ = 1850°C, для магнезіальної шпінелі $MgO \cdot Al_2O_3$ $T_{пл}$ = 2105°C [6].

Більші частки коагулюють та асимілюють в шлак, а менші частки герценіту, муліту, магнезіальних шпінелей залишаються в розплаві. Повне видалення названих включень при позапічній обробці сталі як правило досить складне. В подальшому при безперервному розливанні сталі алюмінати завжди виділяються на поверхні стаканів-дозаторів металу при переливанні з проміжного ківша в кристалізатор, а при їх надмірній кількості це призводить навіть до повного заростання внутрішнього каналу стаканів (clogging). Через це іде погіршення умов розливання сталі в кристалізатор. З'являються неконтрольовані коливання швидкості розливання сталі, що призводять до захоплення під поверхню сталевої заготовки шлакоутворюючої суміші, а також потрапляння в об'єм заготовки часток алюмінатів.

Зниження температури плавлення алюмінатів та силікатів в сталі можливе за рахунок додавання кальцію. При цьому можливе утворення наступних з'єднань (в дужках – температура плавлення відповідного з'єднання): $CaAl_2O_4$ (1600 °C), $Ca_3Al_2O_6$ (1535 °C), $Ca_{12}Al_{14}O_{33}$ (1455 °C), $Ca_5Al_6O_{14}$ (1455 °C), $CaMgSi_2O_6$ (1382 °C), $CaAl_2Si_2O_8$ (1553 °C), $Ca_2Al_2SiO_7$ (1590 °C). Це повинно сприяти їх переходу в рідкий стан в розплаві та наступній їх коалесценції і коагуляції в покривний шлак.

Чистий Са економічно недоцільно вводити в розплав через його малу розчинність в рідкому залізі. При введенні кальцію у вигляді сплаву, він має задовільну розкислюючу спроможність за рахунок покращення розчинності. Слід також враховувати, що кальцій підвищує розкислюючу спроможність кремнія та алюмінія [7].

Кальцій є істотно дорожчим за алюміній, тому FeCa або SiCa дріт використовується в загальній практиці на кінцевому етапі позапічної обробки або після вакуумування сталі для модифікування залишкових неметалевих включень.

Розкислення вуглецем є ще одним можливим шляхом забезпечення чистоти сталі по неметалевим включенням через те, що вуглець на відміну від всіх інших перелічених розкислювачів утворює з киснем газообразні CO та CO_2. Ці сполуки майже безперешкодно

випаровуються з розплаву і не взаємодіють з твердими неметалевими включеннями. [7]. Але віддавання чистого вуглілля типу АО в ківш при зливанні сталі з конвертера як розкислювача нетехнологічно.

Використання для розкислення рідкої сталі кальцію та вуглецю при додаванні в розплав в вигляді сполуки карбіду кальцію дозволяє прибрати недоліки роздільного використання цих розкислювачів.

Карбід кальцію обмежено застосовується в металургії, в основному для проведення операції позадоменної десульфурації чавуну або десульфурації сталі при позапічній обробці [8, 9]. Технологія заміни алюмінію карбідом кальцію під час зливання плавки з конвертера, не знайшла широкого застосування на металургійних підприємствах через технічну складність зберігання та транспортування (CaC_2 має повинен знаходитись в герметичному контейнері та подаватись в ківш зі спеціальної установки з вакуумним клапаном через окремий тракт). Але за наявності такої установки, використання карбіду кальцію на заміну частки алюмінію при розкисленні сталі після конвертування дозволяє суттєво зменшити витрату алюмінію та отримати економію. В роботі [4] експериментальним шляхом встановлено, що використання карбіду кальцію на попереднє розкислення сталі дозволяє зменшити загальну витрату алюмінію на 0,41 кг/т. Питання забезпечення чистоти сталі по неметалевим включенням при використанні карбіду кальцію в роботі [4] не досліджувалось.

З метою оцінки можливості використання карбіду кальцію як розкислювача замість алюмінію та його впливу на ступень видалення зі сталі ендогенних неметалевих включень, відпрацювали комплекс дій на виробництві сталі 09Г2С для нафтопроводів з підвищеними вимогами до чистоти по сірці та фосфору. Хімічний склад марки сталі наведений в табл. 2.

Таблиця 2 - Хімічний склад низьковуглецевого прокату 09Г2С для запірної арматури нафтопроводів з товщиною плоского прокату до 65 мм

Масова частка елементів, %														Ca
C	Mn	Si	Al	Nb	Ni	S	P	Ti	Cr	Cu	N	V	Mo	
						не більше								
0,08-0,12	1,60-1,70	0,50-0,70	0,020-0,050	0,020-0,040	0,20-0,30	0,003	0,012	0,005	0,15	0,15	0,008	0,080	0,08	0,020

Були виконані наступні технологічні прийоми на етапі розкислення сталі при зливанні з конвертера.

1. Виконали додаткове узагальнення температури та хімічного складу в конвертері перед зливанням напівпродукту.

2. Запровадили розкислювання карбідом кальцію на заміну

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

алюмінію. Витрати CaC_2 розраховували виходячи з необхідності отримання заданого вмісту вуглецю в готовій сталі. Введення CaC_2 здійснювали після наповнення сталерозливного ківша металом на ¼ його висоти.

3. Введення марганця металевого (з вмістом вуглецю не більше 0,2%) та феросиліцію FeSi 65 здійснювали після наповнення ківшу металом на 1/3 його висоти з паузою 30 секунд.

4. Після віддавання Мн95 та FeSi 65 з паузою 30 секунд здійснили введення через тракт гранульованого алюмінію АВ87.

Основні параметри плавок на зливі з конвертера та на вході до УКП наведені в таблиці 3.

При аналізі таблиці 3 варто відзначити практичну відсутність зростання вмісту вуглецю в сталі (+0,006%). Це стало стало можливим в наслідок коригування технологічних режимів введення розкислювачів із забезпеченням умов активного перемішування металу в ківші за рахунок енергії падаючого струменя.

Таблиця 3 - Параметри плавок на зливі з конвертера (по даним приладу Heraeus MultiLAB) та на вході до УКП.

№ плавки	Параметри на повалці до розкислення			Параметри на вході до УКП після розкислення			
	Т метала, °С	С, %	Окисність, ppm	Т метала, °С	Вміст елементів, %		
					С	Al	Ca
9150	1643	0,063	648	1569	0,07	0,0494	0,0006
9151	1615	0,084	407	1575	0,09	0,0181	0,0005

На завершальному етапі обробки на УКП проводили нагрів плавок до температури 1620-1640 °С і потім вводили катанку алюмінієву та силікокальцієвий дріт для модифікування ендогенних неметалевих включень.

Перед передаванням плавок на установку вакуумації для видалення асимільованих в шлак ендогенних включень проводилось зливання шлаку з ківша. Обидві плавки проходили вакуумну дегазацію (VD) впродовж 10 хвилин. Після вакуумування вводили катанку алюмінієву для забезпечення хімічного складу сталі та силікокальцієвий дріт для модифікування третинних ендогенних неметалевих включень.

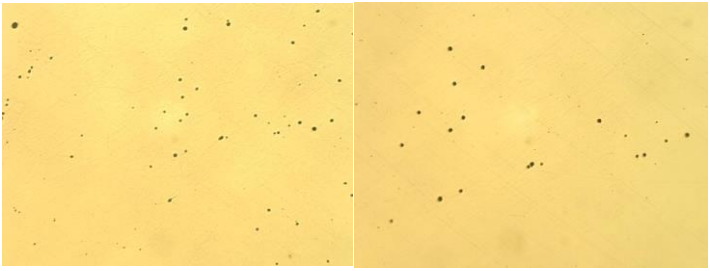
Параметри плавок до та після вакуумної дегазації VD наведені в таблиці 4.

На всіх етапах технологічного процесу проводили відбір дослідницьких проб для металографічного аналізу морфології неметалевих включень. Проби класифікувались згідно з джерелом [2].

Деякі характерні фото металографічних досліджень неметалевих включень (НВ) наведені на рис. 7-9.

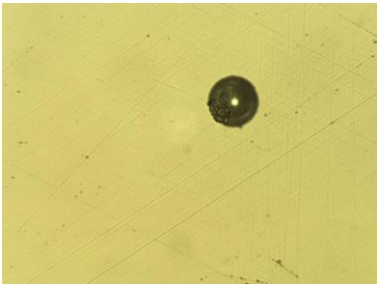
Таблиця 4 - Параметри плавок до та після вакуумної дегазації

№ плавки	Параметри перед VD				Параметри після VD та введення Al+ SiCa дроту				
	Т метала, °С	Вміст елементів, %			Т метала, °С	Вміст елементів, %			Вміст H_2, ppm
		C	Al	Ca		C	Al	Ca	
9150	1633	0,11	0,0375	0,0068	1560	0,11	0,0324	0,0022	2,0
9151	1626	0,12	0,0181	0,0060	1558	0,11	0,0350	0.0042	1,8



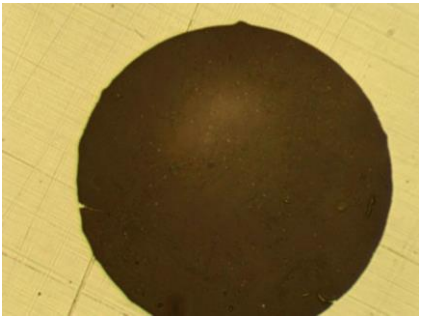
а, х50 б, х100

Рисунок 7 - Локальні скупчення мілких глобулярних НВ типу 2 $Al_2O_3 \cdot SiO_2$ – муліт, які викришуються при поліруванні



х400

Рисунок 8 - SiO_2 або $MnO \cdot SiO_2$, або Ca_2SiO_4, або Fe_2SiO_4 (з блискучою крапкою та круговими відсвітами).



х1000

Рисунок 9 - $CaO \cdot SiO_2$ - силікат кальція, глобулярний, колір темно-сірий, поверхня на вигляд шорстка.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Оцінку ступеня забрудненості металу по неметалевим включенням в готовому прокаті виконували згідно з методикою ДСТУ 8966:2019 за шкалою Ш6.

Дані по забрудненості експериментальних плавок наведені в табл. 5 та 6.

Таблиця 5 - Забрудненість прокату плавки № 9150 неметалевими включеннями

№	Номер сляба	Товщина прокату, мм	СК силікати крихкі		СН силікати недеформ.	
			Середній	макс	Середній	макс
1	5-3	80	0,2	0,5 (2 шт)	1,9	3,0 (2 шт
2	4-1	70	0,60	1,0 (2 шт)	2,3	4,0 (1 шт
3	2-1	11	1,1	1,5 (2 шт)	2,1	2,5 (2 шт
4	3-6	10	1,5	2,0 (2 шт)	2,3	3,0 (1 шт

Таблиця 6 - Забрудненість прокату плавки № 9151 неметалевими включеннями.

№	Номер сляба	Товщина прокату, мм	СК силікати крихкі		СН силікати недеформ.	
			Середній	Макс	Середній	Макс
1	6-1	70	1,3	2,0 (2 шт)	4,0	5,0 (3 шт)
2	4-5	50	0,8	1,0 (3 шт)	2,3	3,0 (1 шт)
3	4-6	30	1,6	2,5 (2 шт)	2,4	4,0 (1 шт)
4	4-1	10	1,2	3,0 (1 шт)	2,6	4,0 (1 шт)
5	2-1	8	1,5	2,5 (1шт)	2,6	3,0 (1 шт)

На обох плавках середній та максимальний бал силікатів крихких та середній бал силікатів недеформованих знаходилися у відповідності до вимог ДСТУ 8966. По максимальному балу силікату недеформованого були відзначені поодинокі випадки перевищення на прокаті з товщиною більше 50 мм (з низьким ступенем деформації).

Додатково треба відзначити, що вся поверхня шліфів експериментальних плавок детально оглядалася під мікроскопом в пошуках неметалевих включень, що перевищують вимоги покупців. Згідно з вимогами ДСТУ 8966:2019 за методом Ш6, такий ретельний пошук відхилень не виконується. Знаходиться найбільш забруднене місце на шліфу і тільки на ньому проводиться оцінка.

При аналізі результатів в таблицях 5 та 6 звертає увагу залежність зменшення загального рівня забрудненості прокату силікатами недеформованими від зменшення товщини металу та збільшення обтискань при прокатці.

Таким чином, вдосконалення алгоритму розкислювання штрипсової низьковуглецевої сталі на фінальній стадії виплавки з використанням карбіду кальцію дозволило отримати відповідність

вимогам замовника по питомій чистоті за неметалевими включеннями на експериментальних плавках.

Висновки

Проведена оцінка зміни технології розкислення низьковуглецевої сталі на фінальній стадії виплавляння металу в конвертері на морфологію та характер утворення неметалевих включень в готовому прокаті.

Показано, що використання карбіду кальцію для розкислення сталі взамін частки алюмінію для розкислення низьковуглецевої сталі під час фінальної стадії виплавки в конвертері дозволяє отримати задовільні результати з чистоти сталі по неметалевим включенням.

Також показано, що впорядкована технологія додавання марганцевих, кремнієвих феросплавів та алюмінію для запобігання утворення комплексних ендогенних неметалевих включень дає позитивний ефект.

Перелік посилань

1. Голубцов В. А., Рощин В. Е., Зинченко С. Д., Воронин А. А. Происхождение неметаллических включений и пути снижения загрязненности ими металла. Металлург. 2005. № 4. С. 73– 77

2. Червяков А. Н., Киселева С. А., Рыльникова А. Г. Металлографическое определение включений в стали. М.: Металлургия, 1962.

3. Милейковскпй А. Б., Малахов Н. В., Казаков А. А., Ковалев П. В., Рябошук С. В. Неметаллические включения в высокопрочных трубных сталях. Черные металлы. 2009. С. 5–11

4. Kostyrya I., Orlichenko M., Frolov S., Zotov D. Experience in Application of Calcium Carbide in BOF Converter Shop of PJSC “Azovstal iron- and Steelworks”. Metallurgisches Kolloquium zu Ehren von Prof. Dieter Janke. 67. Berg- und Huetmaennischer Tag 2016. Freiberger Forschungshefte, B366 Werkstofftechnologie, p. 120-123

5. Кубашевский О., Олкокк К. Б. Металлургическая термохимия. М. : Металлургия, 1982. 392с.

6. Бережной А. С. Багатокомпонентні системи окіслів. К. : Наукова думка, 1970.

7. Кнюппель Г. Раскисление и вакуумная обработка стали. Часть 1 Термодинамические и кинетические закономерности. М. Металлургия, 1973.

8. Ghosh A., Chatterjee A. Ironmaking and Steelmaking. Theory and Practice. PHI Learning, 2008. 296 p.

9. Грудницкий О. М. Опыт использования карбида кальция для раскисления стали взамен алюминия в условиях ОАО «БМЗ – управляющая компания холдинга «БМК». Литье и металлургия. 2020. №2. С. 53-58

References

1. Golubcov, V. A., Roshhin, V. E., Zinchenko, S. D., & Voronin, A. A. (2005). Proishozhdenie nemetallicheskih vkljuchenij i puti snizhenija zagrjaznennosti imi

metalla. *Metallurg*, (4), 73– 77

2. Chervjakov, A. N., Kiseleva, S. A., & Rylnikova, A. G. (1962). *Metallograficheskoe opredelenie vkljuchenij v stali*. Metallurgija

3. Milejkovskpj, A. B., Malahov, N. V., Kazakov, A. A, Kovalev, P.V ., & Rjaboshuk, S. V. (2009). Nemetallicheskie vkljuchenija v vysokoprochnyh trubnyh staljah. *Chernye metally*, 5-11

4. Kostyrya, I., Orlichenko, M., Frolov, S., & Zotov, D. (2016). Experience in Application of Calcium Carbide in BOF Converter Shop of PJSC "Azovstal iron- and Steelworks" *Metallurgisches Kolloquium zu Ehren von Prof. Dieter Janke. 67. Berg- und Huetmaennischer Tag 2016.* Freiberger Forschungshefte, B366 Werkstofftechnologie. P. 120-123

5. Kubashevskij, O., & Olkokk, K. B. (1982). *Metallurgicheskaja termohimija*. Metallurgija

6. Berezhnoj, A. S. (1970). *Bagatokomponentni sistemi okisliv*. Naukova dumka

7. Knjuppel, G.(1973). *Raskislenie i vakuumnaja obrabotka stali. Chast' 1 Termodinamicheskie i kineticheskie zakonomernosti*. Metallurgija

8. Ghosh, A., & Chatterjee, A. (2008). *Ironmaking and Steelmaking. Theory and Practice*. PHI Learning

9. Grudnickij, O. M. (2020). Opyt ispolzovanija karbida kal'cija dlja raskislenija stali vzamen aljuminija v uslovijah OAO "BMZ – upravljajushhaja kompanija holdinga "BMK". *Lit'e i metallurgija*, (2), 53-58

D. S. Zotov[1], Ph. D. (Tech.), ORCID 0009-0007-2996-0709
K. H. Niziaiev[2], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-9260-0964
O. V. Uzlov[3], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0003-1329-5576
O. V. Puchykov[3], Senior Researcher, ORCID 0000-0003-4119-6399
O. A. Shpak[3], Junior Researcher

[1] *PJSC "UKRNAFTA"*
[2] *Ukrainian State University of Science and Technologies*
[3] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

REDUCTION OF THE CONTENT AND SIZE OF NON-METALLIC INCLUSIONS IN STRIP ROLLED LOW CARBON STEEL

Abstract. Reducing the number of non-metallic inclusions in finished rolled products during smelting and processing of high-quality steel is an urgent problem for all global metallurgical enterprises. Results of low carbon steel quality improvement by non-metallic inclusions cleaness parameters at Ukrainian steel plant are shown. Deoxidation of semi-product with large quantity of aluminium during tapping leads to formation of vast variety of oxide inclusions. Bigger ones coagulate and assimilate into slag. Smaller inclusions of herzenite, mulit and magnesium spinel usually stay in liquid steel. Complete elimination of smaller non-metallic inclusions during ladle furnace treatment is rather difficult.
In order to decrease size and quantity of alumina and silicate non-metallic inclusions one should provide oppression of these complex inclusions formation during steel

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

tapping from converter to the ladle. This could be achieved by creating thermodynamical conditions for complete transfer of non-metallic inclusions into slag. Another way is to change aluminium for alternative deoxidisers which do not pollute steel. Steel deoxidation with help of calcium or carbon may allow to decrease quantity of alumina non-metallic inclusions drastically because of positive effect on their solubility in liquid steel as well as redundant oxygen removal as a gas in CO and CO_2 compounds. Effect of calcium carbide preliminary deoxidation during pouring of the semi-finished product from the oxygen converter on the content of non-metallic inclusions in flat rolled product has been analyzed. Non-metallic inclusions severity level number has been made according to DSTU 8966:2019. Technology of steel deoxidation during converter tapping has been improved. It has been shown that the partial replacement of aluminium with calcium carbide during deoxidation of steel at the final stage of smelting allows to reduce content of non-metallic inclusions in low-carbon flat rolled strip product.

Key words: calcium carbide, strip rolled product, non-metallic inclusions, low-carbon steel.

For citation: Zotov, D. S., Niziaiev, K. H., Uzlov, O. V., Puchykov, O. V., & Shpak, O. A. (2024). Reduction of the content and size of non-metallic inclusions in strip rolled low carbon steel. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 588-601. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-588-601

Стаття надійшла до редакції збірника 23.08.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-602-620

УДК 669.15-194.591

Г. А. Кононенко[1,2], д.т.н., ст. дослідник, ORCID 0000-0001-7446-4105
Т. В. Кімстач[1,3], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-8993-201X
Р. В. Подольський[1], Ph. D., н.с., ORCID 0000-0002-0288-0641
О. А. Сафронова[1], м.н.с., аспірант, ORCID 0000-0002-4032-4275
О. П. Клинова[1], провідний інженер

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *Національний технічний університет "Дніпровська політехніка"*
[3] *Український державний університет науки і технологій*

ПЕРСПЕКТИВИ РОЗРОБКИ ВИСОКОМІЦНИХ БЕЙНІТНИХ СТАЛЕЙ

Анотація. ***Ціль роботи.*** Аналіз сучасного стану розробки високоміцних бейнітних сталей, вивчення механізмів формування бейнітної структури та її впливу на механічні властивості матеріалу. Визначення перспектив застосування сталей зі структурою бескарбідного бейніту в різних галузях промисловості. ***Методика досліджень.*** Аналіз літературних джерел, присвячених розробці та вдосконаленню бейнітних сталей. У процесі дослідження застосовуються методи огляду/порівняння/узагальнення даних, що дозволяють виявити основні тенденції та підходи у дослідженні механізмів формування бейнітних структур, їх вплив на властивості. Результати досліджень. У роботі здійснено аналіз наукових літературних джерел, присвячених вивченню особливостей бейнітного перетворення. Розглянуто перспективи розробки високоміцних бейнітних сталей, які характеризуються поєднанням високої міцності, пластичності та в'язкості. Проаналізовано сучасні підходи до отримання бейнітних структур, зокрема використання легування та термічної обробки, що дозволяють оптимізувати механічні властивості сталі. Розглянуто вплив легувальних елементів на кінетику формування бейніту, стабільність залишкового аустеніту і загальну структуру сталі. Виконано огляд сучасних тенденцій у розробці перспективних технологій термічної обробки високоміцних бейнітних сталей. ***Практична значимість.*** Наведено аналіз перспектив застосування бейнітних сталей у критично важливих галузях, таких як транспортне машинобудування, енергетика, будівництво і військова промисловість. Розглянуто напрями майбутніх досліджень, спрямованих на розширення сфер застосування та поліпшення експлуатаційних властивостей цих сталей, а також забезпечення їх конкурентоспроможності на ринку сучасних матеріалів.
Ключові слова: безкарбідний бейніт, аустеніт, механічні властивості,

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

легувальні елементи, термічна обробка.

Посилання для цитування: Перспективи розробки високоміцних бейнітних сталей / Г. А. Кононенко, Т. В. Кімстач, Р. В. Подольський, О. А. Сафронова, О. П. Клинова // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 602-620. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-602-620.

Вступ. Завдання підвищення ефективності виробництва сучасних високоміцних сталей залишається актуальним. Його вирішення передбачає зниження витрат енергетичних та сировинних ресурсів, зокрема шляхом оптимізації хімічного складу та вдосконалення технології термічної обробки сталевого прокату.

Сучасні вимоги до матеріалів для різних галузей промисловості, зокрема транспорту, енергетики, будівництва, оборони та інш., обумовлюють необхідність розробки сталей з поєднанням високої міцності, пластичності та тріщиностійкості. Одним з перспективних напрямів виробництва відповідальних деталей та конструкцій є використання сталей бейнітного класу, які характеризуються підвищеним рівнем механічних та експлуатаційних властивостей, а також технологічністю у виготовленні [1, 2]. Сталі бейнітного класу знаходять все більш широке застосування у виробництві залізничних рейок, труб і листового прокату, а також елементів морських платформ. Це зумовлено їхніми перевагами у порівнянні з традиційними структурами мартенситу або ферито-перлітної суміші. Бейнітні сталі забезпечують однорідність механічних властивостей у перерізах товщиною до декількох десятків сантиметрів. При цьому рівень міцності таких сталей практично збігається з мартенситом, а пластичні властивості залишаються на рівні ферито-перлітних композицій. Використання сталей бейнітного класу дозволяє подолати обмеження, пов'язані з вичерпанням можливостей подальшого покращення експлуатаційних характеристик перлітних сталей.

Особливий інтерес викликає можливість отримання структури безкарбідного бейніту (БКБ), що являє собою двофазну ферито-аустенітну суміш, яка складається з α-фази та пересиченого вуглецем залишкового аустеніту. Інтерес до вивчення БКБ зумовлений тим, що сталі з такою структурою характеризуються поєднанням високої міцності та ударної в'язкості, підвищеною зносостійкістю, а також динамічною, статичною та циклічною тріщиностійкістю [3-5].

Високоміцні бейнітні сталі мають значний потенціал для розширення сфери застосування у високотехнологічних галузях**,** підвищенні надійності та довговічності технічних об'єктів**,** однак подальший розвиток процесів формування мікроструктури та оптимізації властивостей вимагає глибшого розуміння механізмів

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

утворення бейніту для забезпечення більш ефективного використання матеріалу в різних умовах експлуатації.

Мета роботи. Аналіз сучасного стану досліджень з питань розробки хімічного складу та режимів термічної обробки високоміцних бейнітних сталей, визначення основних тенденцій у розробці цих матеріалів і окреслення перспектив їх використання у різних галузях промисловості.

Методика досліджень. Аналіз літературних джерел, присвячених розробці та вдосконаленню бейнітних сталей. У процесі дослідження застосовуються методи огляду/порівняння/узагальнення даних, що дозволяють виявити основні тенденції та підходи у дослідженні механізмів формування бейнітних структур, їх вплив на властивості сталі.

Результати дослідження. Інтенсивний розвиток промисловості супроводжується підвищенням експлуатаційних навантажень і ускладненням умов роботи елементів конструкцій та виробів. Ці фактори диктують необхідність пошуку нових підходів до вдосконалення фізико-механічних властивостей матеріалів. У цьому контексті особливу актуальність набуває розробка та оптимізація бейнітних сталей, які завдяки своїм унікальним структурно-фазовим характеристикам забезпечують високу міцність, ударну в'язкість та зносостійкість навіть за екстремальних умов експлуатації.

Використання високоміцних економнолегованих бейнітних сталей розширює можливості проєктування конструкцій, що працюють у складних експлуатаційних середовищах, забезпечуючи їх підвищену надійність та довговічність.

Еволюція розвитку сталей для автомобілебудування, від звичайних сталей високої міцності (HSS) до сучасних поколінь сталей для автомобілебудування (AHSS), представлено на рис. 1 [6, 7, 8], На графіку (див. рис. 1) надана залежність між границею міцності на розтягнення та відносним подовженням для різних класів сталей.

За даними, наведеними на рис. 1, сталі зі структурою безкарбідного бейніту (CFB-сталі) мають унікальне поєднання високої міцності та пластичності. Згідно з графічними даними, границя міцності цих сталей знаходиться в діапазоні від 1300 до 1700 МПа, а відносне подовження в межах 10…25%. CFB-сталі відносяться до сталей третього покоління AHSS (Advanced High Strength Steels). Низьке значення відношення границі плинності до границі міцності ($\sigma_т/\sigma_в$) у діапазоні 0,5…0,6 забезпечує добру штампованість цих сталей, а ефективне зміцнення під час деформації гарантує високу міцність готових виробів [9]. Перспективи подальшого вдосконалення бейнітних сталей полягають у досягненні ще більшої міцності та пластичності шляхом оптимізації

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

хімічного складу, технології виплавки, обробки тиском та термічної обробки. Це дозволить створити матеріали з покращеними характеристиками для широкого спектру застосувань.

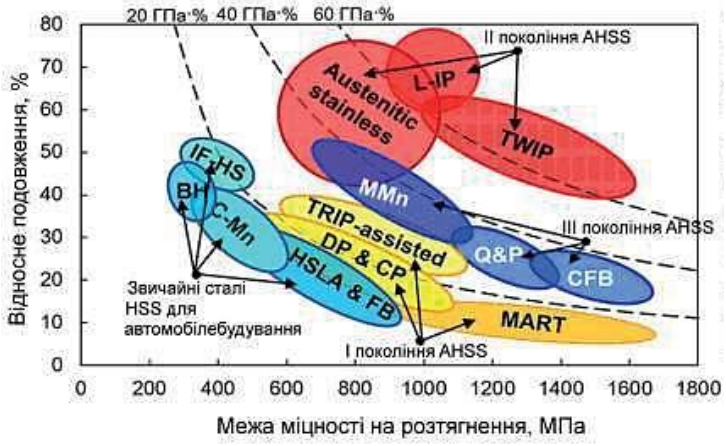


Рисунок 1 – Співвідношення «міцність-пластичність» для різних марок AHSS сталей, що використовуються для автомобілебудування: HSLA – високоміцні низьколеговані; FB – ферито-бейнітні; C-Mn – низьковуглецеві марганцевисті; BH – bake-hardening (зміцнюються під час сушки фарби); IF - HS – низьковуглецеві феритні; TRIP – низьколеговані TRIP-assisted; DP – двофазні; MART – мартенситні; Q&P – сталі, що піддаються Q&P обробці; MMn – TRIP-сталі з середнім вмістом марганцю; CP – комплексно-фазні; CFB – безкарбідні бейнітні; L-IP – легкі з наведеною пластичністю; TWIP – високолеговані TWIP-сталі; Austenitic stainless – аустенітні корозійностійкі сталі [6, 7, 8]

З часу відкриття Давенпортом і Бейном бейнітної структури [10] інтерес до дослідження проміжного перетворення не зникає, а з кожним роком тільки ще більше зростає [11- 15].

Останніми роками зібрано значний обсяг даних щодо проміжного перетворення переохолодженого аустеніту [3, 16, 17] та характеристик бейніту у конструкційних сталях [18, 19]. Структура бейніту є складною за своєю природою і може суттєво змінювати морфологію залежно від вмісту вуглецю, легуючих елементів та умов охолодження. За температурою утворення морфологічно розрізняють верхній і нижній бейніт.

Бейнітне перетворення відбувається при проміжних температурах, де дифузія атомів заліза та легуючих елементів практично відсутня, однак спостерігається інтенсивна дифузія вуглецю. Це зумовлює

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

формування різноманітних морфологічних форм фаз і отримання фаз із різним хімічним складом, що відрізняються вмістом вуглецю. Рівень перерозподілу вуглецю суттєво впливає на структурні особливості й механічні властивості сталі після завершення бейнітного перетворення. Легуючі елементи змінюють кінетику процесу, впливаючи на температуру початку і завершення перетворення, а також на стабільність отриманих фаз.

Серед різноманітних морфологічних форм бейніту значний інтерес представляє структура дрібнодисперсного бейнітного фериту без виділення карбідів цементитного типу у поєднанні зі стабільним залишковим аустенітом (безкарбідний бейніт), що обумовлено тим, що цементитні включення є концентраторами напружень і сприяють зародженню та розвитку тріщини.

У табл. 1 надані основні відмінності безкарбідного бейніту в порівнянні з класичним бейнітом.

Таблиця 1 – Основні відмінності безкарбідного бейніту в порівнянні з класичним бейнітом [3, 18, 19]

Параметр	Класичний бейніт	Безкарбідний бейніт
Виділення карбідів	Карбіди присутні	Відсутні (вуглець дифундує в аустеніт)
Міцність	Висока	Дуже висока
Пластичність	Середня	Висока (за рахунок залишкового аустеніту)
Утворення	Дифузія вуглецю та утворення карбідів	Придушення карбідоутворення через легування

Безкарбідним може бути як верхній, так і нижній бейніт. Найбільш перспективною структурою вважається нижній безкарбідний бейніт (НБКБ) [3, 19, 20]. Згідно з дослідженнями Юрченко А.Н. (2016), структура верхнього бейніту характеризується грубішою морфологією, яка погіршує властивості сталі. У той час нижній бейніт, завдяки більш тонкодисперсній структурі, сприяє покращенню механічних характеристик матеріалу. Основні відмінності мікроструктури нижнього (НБКБ) та верхнього безкарбідного бейніту (ВБКБ) пояснюються умовами їх формування та морфологічними особливостями. На рис. 2 наведено приклад структури нижнього та верхнього безкарбідного бейніту (за даними досліджень Симонова Ю.Н. (2015)).

Структура НБКБ (рис. 2, *а*) складається з тонких, упорядкованих пластин бейнітного фериту та залишкового аустеніту, згрупованих у пакети. Пластинчаста структура сприяє кращому розподілу напружень

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

у матеріалі, що покращує механічні властивості. Така структура характеризується високою щільністю пакетів і тоншими пластинами, що забезпечує більш рівномірну мікроструктуру. По морфології верхній безкарбідний бейніт (ВБКБ) (рис. 2, б) істотно відрізняється від НБКБ: містить області неправильної форми з кутовими, нерівними границями, має грубіший характер структури, з меншою впорядкованістю, товщина пластин бейнітного фериту та залишкового аустеніту більша, що може призводити до зниження механічних характеристик.

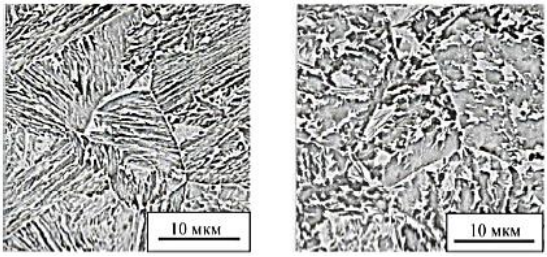


Рисунок 2 – Мікроструктура НБКБ (а) та ВБКБ (б) у сталі 25ХН3МФС (Симонов Ю.Н. (2015))

На підставі аналізу літературних джерел встановлено, що основними шляхами отримання в сталях структури НБКБ є:

- оптимізація/розробка хімічного складу;
- удосконалення/розробка раціонального режиму термічної обробки.

Отримання безкарбідного бейніту можливе в сталях та сплавах з різним вмістом вуглецю та легувальних елементів [3, 13, 21-24]. Метою легування є пригнічення виділення цементиту з аустеніту і зниження температури початку мартенситного перетворення нижче 250 °С [6].

Для формування структури безкарбідного бейніту більшість сучасних високоміцних бейнітних сталей легують кремнієм або алюмінієм у кількості 1–2% [25, 26], які є основними легувальними елементами, що пригнічують виділення цементитних часток [9, 27].

Кремній має низьку розчинність у цементиті, що суттєво уповільнює процес його утворення в бейнітній структурі [28, 29] і є ключовим фактором формування безкарбідного бейніту. Окрім цього, кремній значно підвищує активність вуглецю у фериті та аустеніті, знижуючи його розчинність у фериті, що сприяє перерозподілу вуглецю в аустеніті, стабілізуючи його структуру та запобігаючи утворенню карбідів. При температурах бейнітної витримки кремній характеризується низькою дифузійною здатністю на значні відстані [28]. Як наслідок, локальне накопичення кремнію поблизу зародків

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

цементиту може суттєво підвищувати активність вуглецю та збільшувати вільну енергію системи, що запобігає дифузії вуглецю до зародків цементиту [29]. За даними роботи [30], введення 1,5% Si підвищує границю плинності аустеніту на 7%.

Однак, легування великою кількістю кремнію може призвести до утворення марганце-кремнієвих оксидів, які утворюють міцні плівки на поверхні металу в процесі гарячої прокатки [31]. Це ускладнює нанесення антикорозійних покриттів, таких як цинк, у процесі гарячого цинкування. Коли вміст кремнію перевищує 0,5%, оксидні плівки стають занадто щільними та міцними, що ускладнює адгезію цинку, викликаючи появу оголених ділянок на поверхні металу. Це негативно впливає на антикорозійні властивості сталі, оскільки такі ділянки залишаються без захисту від довкілля [32, 33].

Алюміній, як і кремній, не розчиняється в цементиті та є потужним стабілізатором фериту, збільшує час утворення карбідів і знижує термодинамічну стабільність цементиту [23]. На відміну від кремнію, алюміній не перешкоджає нанесенню гальванічних покриттів за умови вмісту до 1,5% [34]. Легування сталі великою кількістю алюмінію сприяє більшому насиченню залишкового аустеніту вуглецем [31]. Недоліками використання алюмінію є низька ступінь твердорозчинного зміцнення [35] та значне підвищення температури початку мартенситного перетворення [32].

Для підвищення прогартовуваності та збільшення кількості залишкового аустеніту бейнітні сталі легують марганцем [36]. Однак, слід враховувати, що збільшення його кількості в бейнітних сталях понад 2,5% призводить до смугастої структури та надмірної стабілізації залишкового аустеніту [9, 37]. Вміст марганцю понад 2% ускладнює нанесення цинкового покриття навіть за відсутності кремнію [9, 33].

Крім кремнію, алюмінію та марганцю, які є недефіцитними елементами [38-42], перспективним є: мікролегування елементами V, Ti, Nb, Ca та Cu, легування бором, обмеження вмісту шкідливих домішок.

Ванадій помітно впливає на структуру і властивості безкарбідного бейніту в сталях, в основному завдяки своїй здатності утворювати карбонітриди, які ефективно пригнічують зростання зерен аустеніту і перешкоджають виділенню карбідів цементитного типу.

Титан (Ti) має високу схильність до утворення карбідних фаз, які ефективно зв'язують вуглець у сталі. Це знижує концентрацію вуглецю в аустенітній матриці, що ускладнює утворення карбідів у бейнітній фазі. Результатом є утворення безкарбідного бейніту з покращеними механічними властивостями. Дрібнодисперсні карбіди титану сприяють покращенню міцності сталі завдяки зміцненню матриці.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ніобій (Nb) є одним з основних елементів, що стримують зростання аустенітного зерна при високотемпературних нагріваннях та пригнічують процеси рекристалізації деформованого аустеніту.

Кальцій (Ca) сприяє підвищенню опору руйнуванню. Окрім того, модифікування Ca знижує ліквацію шкідливих домішок і подрібнює дендритну структуру сталі у литому стані, поліпшує форму неметалевих включень.

Мідь (Cu) підвищує стійкість аустеніту, збільшує прогартовуваність та загартовуваність сталі, а також покращує корозійну стійкість сталей у різних середовищах. Найбільш ефективним є використання Cu разом із бором (B). Присадка до 0,5% Cu в мікролеговану сталь з вмістом бору до 0,003% дозволяє підвищити розчинність бору в аустеніті та запобігти виділенню крихкої боровмісної фази на границях аустенітних зерен. Крім того, Cu уповільнює зростання частинок вторинної фази, тому доцільно вводити Cu в товстолистову сталь, яка піддається неодноразовим технологічним нагріванням з повільним охолодженням. [42].

Легування *бором* (0,002-0,005 %) забезпечує підвищення рівня міцності і твердості, а також підвищення прогартовуваності сталі

Зниження вмісту шкідливих домішок, таких як *сірка* та *фосфор,* є необхідним, оскільки ці елементи знижують пластичність сталі та можуть сприяти виникненню відпускної крихкості.

Для отримання необхідного рівня механічних, технологічних та експлуатаційних властивостей важливим є грамотний вибір параметрів технології термічної обробки. Аналіз літературних джерел показав, що для сталей певного хімічного складу отримання безкарбідного бейніту можливе в результаті ізотермічного гартування, безперервного охолодження як на повітрі так і з піччю.

Класичним варіантом термічної обробки на структуру безкарбідного бейніту є ізотермічне загартування [6], яке здійснюють у два етапи. На першому етапі проводять повну аустенітизацію для отримання гомогенної аустенітної структури. На другому етапі реалізують низькотемпературну ізотермічну витримку трохи вище точки Мн в діапазоні 125…300 °С [6, 16]. Мікроструктура сталей після термічної обробки характеризується наявністю нанометрових пластин бейнітного фериту товщиною 20…60 нм у яких відсутні карбідні включення та нанорозмірних ділянок аустеніту. Аустеніт розташований між пластинами α-фази у вигляді тонких плівкових прошарків, або у вигляді компактних «острівців в стиках феритних пакетів. [6]. Така структура забезпечує сталі високу міцність (σв = 2400…2600 МПа) при задовільному подовженні 7…10% [6].

Зменшення температури ізотермічної витримки призводить до

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

зменшення розмірів структурних компонентів бейнітної фази, що сприяє підвищенню міцності сталі. Товщина пластин бейнітного фериту залежить від міцності аустеніту при температурі перетворення та величини виграшу вільної хімічної енергії, що виникає під час фазового переходу [6, 43]. Із пониженням температури ці чинники зростають. Міцніший аустеніт чинить опір руху міжфазних границь, а велика рушійна сила процесу сприяє інтенсивнішому утворенню зародків нової фази через зменшення критичного розміру зародка. У результаті цього феритні пластини стають тоншими [6].

Суттєвим недоліком даної технології термічної обробки є значна тривалість ізотермічної витримки для завершення бейнітного перетворення, яка може сягати десятків годин. Це пояснюється низькою дифузійною рухливістю атомів вуглецю за температурних умов витримки [44].

В останні роки науковці спрямовують зусилля на отримання структури НБКБ у заготовках перерізу до 50…100 мм при безперервному охолодженні [45]. У роботі Симонова Ю.Н. (2015) зазначено, що необхідними для цього умовами є:

- висока стійкість переохолодженого аустеніту в області перлітного та бейнітного перетворення, при цьому стійкість у бейнітній області повинна бути меншою, ніж у перлітній, щоб перлітне перетворення «не закривало» бейнітне перетворення;
- температура початку бейнітного перетворення не повинна перевищувати 400°С, щоб виключити появу верхнього бейніту, температура початку мартенситного перетворення не нижче 200°С.

В дослідженнях Симонова Ю.Н. (2016) показано можливість отримання структури НБКБ при уповільненому безперервному охолодженні з температури аустенітизації заготовок перетином від 50 до 400 мм у сплавах 25Х3Г3МФС2 та 45Х3Г3МФС2.

Окрему увагу заслуговує термічна обробка за режимом, що передбачає безперервне охолодження як на повітрі, так і в печі з інтервалу міжкритичних температур (МКІТ) [27, 46]. Такий підхід дозволяє отримати структуру, яка, окрім безкарбідного бейніту, містить рівномірно розподілену феритну складову. Поєднання безкарбідного бейніту, фериту та достатньої кількості залишкового аустеніту може позитивно впливати на показники тріщиностійкості [47].

На підставі викладеного, можна зробити висновок, що сталі зі структурою БКБ мають значний потенціал для використання у критично важливих галузях, таких як транспортне машинобудування, енергетика, будівництво та військова промисловість. Унікальне поєднання високої міцності, достатньої пластичності, зносостійкості та опору до тривалих навантажень робить ці матеріали перспективними

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

для виготовлення деталей, які працюють в умовах високих механічних та теплових навантажень. У транспортному машинобудуванні бейнітні сталі можуть застосовуватись для виготовлення елементів кузовів, рам та шасі, де потрібна підвищена безпека і зниження ваги конструкції. Крім того, вони є придатними для виробництва залізничних рейок, які потребують високої зносостійкості та тріщиностійкості під час експлуатації в екстремальних умовах. У сфері енергетики вони є перспективними для виготовлення турбін, трубопроводів та енергетичного обладнання, здатного працювати в агресивних середовищах. У будівництві ці сталі можуть використовуватись для несучих конструкцій, мостів та інших об'єктів, які потребують високої міцності та довговічності. Військова промисловість знаходить у бейнітних сталях матеріал для броньованих корпусів, бронепластин та інших захисних елементів.

В якості перспективних напрямів подальших досліджень можливості підвищення властивостей високоміцних економнолегованих сталей зі структурою безкарбідного бейніту можна виділити наступні:

- оптимізація/розробка хімічного складу з метою досягнення раціонального співвідношення міцності, пластичності та ударної в’язкості;
- розробка економічно ефективних технологій виробництва, які дозволять знизити вартість цих сталей без втрати їхніх характеристик;
- проведення досліджень, спрямованих на підвищення зносостійкості та тріщиностійкості, особливо для застосувань у складних умовах;
- моделювання та прогнозування поведінки бейнітних сталей за різних режимів навантаження для створення матеріалів із заданими характеристиками.

Детальніше розуміння цих процесів дозволить розкрити нові можливості для створення матеріалів із покращеними характеристиками, що забезпечить їхнє широке застосування у різних галузях промисловості.

Висновки

1. Показано, що сталі зі структурою безкарбідного бейніту характеризуються унікальним поєднанням високої міцності, пластичності та ударної в'язкості, що робить їх перспективними для використання у відповідальних конструкціях, які працюють в умовах високих навантажень та агресивних середовищ.
2. Вказано, що легування кремнієм, алюмінієм та іншими елементами може забезпечити пригнічення утворення цементиту та

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

стабілізацію залишкового аустеніту, що дозволяє покращити механічні властивості сталі. Застосування таких підходів сприяє створенню матеріалів з підвищеною міцністю та тріщиностійкістю.

3. Розглянута доцільність використання сучасних технологій термічної обробки, таких як ізотермічне загартування та контрольоване охолодження, що дозволяють отримати наноструктуровану бейнітну фазу без карбідних включень. Це забезпечує сталі покращені експлуатаційні характеристики навіть у складних умовах.

4. Зазначено, що застосування безкарбідних бейнітних сталей у транспортному машинобудуванні, енергетиці, будівництві та військовій промисловості дозволяє підвищити надійність, довговічність і знизити експлуатаційні витрати на технічні об'єкти.

5. Визначені основні напрямки подальших досліджень**,** спрямованих на оптимізацію хімічного складу, розробку економічно ефективних технологій виробництва та підвищення тріщиностійкості сталей. Це дозволить розширити сфери їхнього застосування та забезпечити конкурентоспроможність на ринку сучасних матеріалів.

Перелік посилань

1. Hofer C., Leitner H., Winkenhofer F., Clemens H., Primig S. Structural characterization of “carbide-free” bainite in a Fe–0.2C–1.5Si–2.5Mn steel *Materials Characterization*. 2015. Vol. 102. P. 85-91. https://doi.org/10.1016/j.matchar.2015.02.020.

2. Hell J. C., Dehmas M., Allain S. & Prado J. M. Microstructure – Properties Relationships in Carbide-free Bainitic Steels. *ISIJ international*. 2011. Vol. 51, No. 10. P. 1724-1732. https://doi.org/10.2355/isijinternational.51.1724.

3. Caballero F. G., Bhadeshia H. K. D. H. Very strong bainite. *Current Opinion in Solid State and Materials Science*. 2004. Vol. 8, No. 3-4. P. 251–257. https://doi.org/10.1016/j.cossms.2004.09.005.

4. Garcia-Mateo C., Caballero F. G., Bhadeshia H. K. D. H. Mechanical Properties of Low-Temperature Bainite. *Materials Science Forum.* 2005. Vol. 500. P. 495-502. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.500-501.495.

5. Soliman M., Mostafa H., El-Sabbah A. S., Palkovski H. (2010). Low temperature bainite in steel with 0.26 wt%. C *Mater. Sci. Eng. A.* 2010. Vol. 527. P. 7706-7713. https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.08.037.

6. Kussa R. O., Voloshyn V. S., Zurnadzhy V. I., Yefremenko V. H., Zaichuk N. P., Tkachev R. O., Havrylova V. H., Dzherenova A. V. (2021) Tekhnolohii termichnoi obrobky vysokomitsnykh AHSS- tretoho pokolinnia. *Mizhvuzivskyi zbirnyk "NAUKOVI NOTATKY"*. 2021. Vol. 71. P. 181-190. https://doi.org/10.36910/6775.24153966.2021.71.26.

7. Soleimani M., Kalhor A., Mirzadeh H. Transformation-induced plasticity (TRIP) in advanced steels: a review. *Materials Science and Engineering: A.* 2020. Vol. 795, 140023. https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.140023.

8. Zurnadzhy V., Efremenko V., Petryshynets I., Chabak Y., Efremenko A. Improvement of mechanical properties of structural steels by multi-phase structure

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

formation. *Premier Publishing* s.r.o., 2020. https://ppublishing.org/media/uploads/journals/monograph/Efremenko.pdf.

9. Zurnadzhy V. I., Voloshyn V. S., Kussa R. O., Yefremenko V. H., Dzherenova A. V., Tsvetkova O. V. Sovremennye konstruktsyonnye staly s TRIP-эffektom. *Nauka ta prohres transportu. Visnyk Dnipropetrovskoho natsionalnoho universytetu zaliznychnoho transportu imeni akademika V. Lazariana*. 2020. Vol. 5. P. 80-92. http://nbuv.gov.ua/UJRN/vdnuzt_2020_5_9

10. Davenport E., Bain E. Trans. *AIME*. 1930. Vol. 90. No. 1. P. 117–154.

11. Goulas C., Mecozzi M. G., Sietsma J. Bainite formation in medium-carbon low-silicon spring steels accounting for chemical segregation. *Metallurgical and Materials Transactions A.* 2016. Vol. 47. P. 3077–3087. https://doi.org/10.1007/s11661-016-3418-6.

12. Slama M. B. H., Gey N., Germain L., Hell J. C., Zhu K., Allain S. Fast granularization of lath-like bainite in FeNiC alloys during isothermal holding at Ms+ 20 K (+20 °C). *Metallurgical and Materials Transactions A.* 2016. Vol. 47. P. 15–18. https://doi.org/10.1007/s11661-015-3209-5

13. Morales-Rivas L. Viewpoints on Technological Aspects of Advanced High-Strength Bainitic Steels. *Metals.* 2022. Vol. 12, 195. https://doi.org/10.3390/met12020195.

14. Sandvik B. P. V. The bainite reaction in Fe–Si–C alloys: the primary stage. *Met. Trans. A.* 1982. Vol. 3. No. 5. P. 777–787. https://doi.org/10.1007/bf02642392.

15. Fang H.-S., Yang J.-B., Yang Z.-G., Bai B.-Z. The mechanism of bainite transformation in steels. *Scripta Materialia.* 2002. Vol. 47. No. 3. P. 157-162. https://doi.org/10.1016/S1359-6462(02)00122-7.

16. Bhadeshia H. K. D H. *Bainite in Steels. Theory and Practice*. CRC Press, 2015. 616 p.

17. Kumar A., Blessto B., Singh A. Development of a low-carbon carbide-free nanostructured bainitic steel with extremely high strength and toughness. *Materials Science and Engineering: A*, 2023. Vol. 887, 145186. https://doi.org/10.1016/j.msea.2023.145186.

18. Garcia-Mateo C., Caballero F. G., Bhadeshia H. K. D. H. Development of Hard Bainite. *ISIJ International*. 2003. Vol. 43. No. 8. P. 238–1243. http://surl.li/aouerw

19. Caballero F., Miller M., Babu S., Garciamateo C. Atomic scale observations of bainite transformation in a high carbon high silicon steel. *Acta Materialia*. 2007. Vol. 55. No. 1. P. 381–390. https://doi.org/10.1016/j.actamat.2006.08.033.

20. Yang H.-S., Bhadeshia H. K. D. H. Designing low carbon, low temperature bainite. *Materials Science and Technology*. 2008. Vol. 24. No. 3. P. 335-342. https://doi.org/10.1179/174328408X275982.

21. Soliman M., Mostafa H., El-Sabbagh A. S., Palkowski H. Low temperature bainite in steel with 0.26 wt% C. *Materials Science and Engineering: A.* 2010. Vol. 527. No. 29–30. P. 7706-7713. https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.08.037.

22. Bojarski Z., Bold T. Structure and properties of carbide-free bainiteStructure et propriétés d'une bainite sans carbureStruktur und eigenshaft karbidfreier Bainite. *Acta Metallurgica*. 1974. Vol. 22. No. 10. P. 1223-1234. https://doi.org/10.1016/0001-6160(74)90136-9.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

23. Bhattacharyya T., Singh S. B., Das S., Haldar A., Bhattacharjee D. Development and characterisation of C–Mn–Al–Si–Nb TRIP aided steel. *Materials Science and Engineering: A*. 2011. Vol. 528, No. 6. P. 2394–2400. https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.11.054.

24. Rana R., Cordova-Tapia E., Jimenez J. A., Morales-Rivas L., Garcia-Mateo C. Design of carbide free bainitic steels for hot rolling practices. *Philosophical Magazine Letters*. 2024. Vol. 4. No. 1.

25. Bleck W., Guo X., Ma Y. The TRIP effect and its application in cold formable sheet steels. *Steel Research International*. 2017. Vol. 88. No. 10. P. 1–10. https://doi.org/10.1002/srin.201700218.

26. Navarro-Lopez A., Sietsma J., Santofimia M. J. Effect of prior athermal martensite on the isothermal transformation kinetics below Ms in a low-C High-Si steel. *Metallurgical and Materials Transactions A.* 2016. Vol. 47. P. 1028–1039. https://doi.org/10.1007/s11661-015-3285-6.

27. Yi H. L. Chen P., Bhadeshia, H. K. D. H. Optimizing the morphology and stability of retained austenite in a δ-TRIP steel. *Metallurgical and Materials Transactions*. 2014. Vol. 45. No. (8). P. 3512–3518. https://doi.org/10.1007/s11661-014-2267-4.

28. Caballero F. G., Miller M. K., Babu S. S., Garcia-Mateo C. Atomic scale observations of bainite transformation in a high carbon high silicon steel. *Acta Materialia*. 2007. Vol. 55. No. 1. P. 381–390. https://doi.org/10.1016/j.actamat.2006.08.033.

29. Bhadeshia H. K. D. H., Edmonds D. V. The bainite transformation in a silicon steel. *Metall Trans A*. 1979. Vol. 10. No. 7. P. 895–907. https://doi.org/10.1007/BF02658309.

30. Caballero F. G., Bhadeshia H. K. D. H., Mawella K. J. A., Jones D. G., Brown P. Very strong low temperature bainite. *Material Science and Technology*. 2002. Vol. 18. P. 279–284. https://doi.org/10.1179/026708301225000725.

31. Mahieu J., De Cooman B. C., Maki J. Phase transformation and mechanical properties of Si-free CMnAl transformation-induced plasticity-aided steel. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2002. Vol. 33, No. 8. P. 2537–2580. https://doi.org/10.1007/s11661-002-0378-9.

32. Mahieu J., Claessens S., De Cooman B. C. Galvanizability of highstrength steels for automotive applications. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2001. Vol. 32. No. 11. P. 2905–2907. https://doi.org/10.1007/s11661-001-1042-5.

33. Mintz B. Hot dip galvanising of transformation induced plasticity and other intercritically annealed steels. *International Materials Reviews*. 2001. Vol. 46. No. 4. P. 169–197. https://doi.org/10.1179/095066001771048754.

34. Maki J., Mahieu J., De Cooman B. C., Claessens S. Galvanisability of silicon free CMnAl TRIP steels. *Mate-rials science and technology*. 2003. Vol. 19. No. (1). P. 125–131. https://doi.org/10.1179/026708303225009300.

35. Jacques P. J., Girault E., Mertens A., Verlinden B., Humbeeck J. V., Delannay F. The developments of coldrolled TRIP-assisted multiphase steels Al-alloyed TRIP-assisted multi-phase steels. *ISIJ International*. 2001. Vol. 41. No. 9. P. 1068–1074. https://doi.org/10.2355/isijinternational.41.1068.

36. De Cooman B. C. Structure–properties relationship in TRIP steels containing

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

carbide-free bainite. *Current Opin-ion in Solid State and Materials Science*. 2004. Vol. 8. No. 3-4. P. 285–303. https://doi.org/10.1016/j.cossms.2004.10.002.

37. Kim S. J., Lee C. G., Choi I., Lee S. Effects of heat treatment and alloying elements on the microstructure andmechanical properties of 0.15 wt pct C transformation-induced plasticity-aided cold rolled steel sheet. *Metal-lurgical and Materials Transactions A*. 2001. Vol. 32. No. 3. P. 505–514. https://doi.org/10.1007/s11661-001-0067-0.

38. Santigopal S., Sourav D., Debalay C., Indradev S., Shiv Brat S., Arunansu H. Development of multiphase microstructure with bainite, martensite and retained austenite in a co-containing steel through quenching and parti-tioning (Q&P) treatment. *Metallurgical and materials transactions A*. 2013. Vol. 44. No. 13. P. 5653-5664. https://doi.org/10.1007/s11661-013-1929-y.

39. Timokhina I., Beladi H., Xiong X.-Y. & Hodgson P.D. On the low temperature strain aging of bainite in the TRIP steel. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2013. Vol. 44. No. 11. P. 5177–5191. https://doi.org/10.1007/s11661-013-1864-y.

40. Huang B. M., Yang J. R., Yen H. W., Hsu C. H., Huang C. Y., Mohrbacher H. Secondary hardened bainite. *Materials Science and Technology*, 2014. Vol. 30. No. 9. P. 1014–1023. https://doi.org/10.1179/1743284714y.0000000536.

41. Liang Z., Li H., Chen C., Fu H., Feng X., Gao X., Yang Z., Zhang F. Introducing nano-VC precipitates makes ultrafine bainitic steel a better combination of strength, ductility, and toughness. *Materials Research Letters*, 2024. Vol. 12. No. 10. P. 756–763. https://doi.org/10.1080/21663831.2024.2386439.

42. Кононенко Г. А., Кімстач Т. В., Сафронова О. А., Подольський Р. В. Шляхи підвищення стійкості та живучості листового прокату із броньової сталі. (Огляд). *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії*. 2023. Вип. 37. С. 447-464. https://doi.org/10.52150/2522-9117- 2023-37-447-464.

43. Singh S. B., Bhadeshia H. K. D. H. Estimation of bainite plate-thickness in low-alloy steels. *Materials Science and Engineering: A*. 1998. Vol. *245*. No. 1. P. 72-79. https://doi.org/10.1016/S0921-5093(97)00701-6.

44. Hesse O., Liefeith J., Kunert M., Kapustyan A., Brykov M., Efremenko, V. Bainit in Stählen mit hohem Widerstand gegen Abrasivverschleiß (Bainite in Steels with High Resistance to Abrsive Wear). *Tribologie und Schmierungstechnik*. 2016. Vol. 63. No. 2. P. 5–13. http://surl.li/gubkxo

45. Goulas C., Mecozzi M. G., Sietsma J. Bainite formation in medium-carbon low-silicon spring steels accounting for chemical segregation. *Metallurgical and Materials Transactions*. 2016. Vol. 47. No. 6. P. 3077–3087. https://doi.org/10.1007/s11661-016-3418-6.

46. Mohanty R. R., Girina O. A., Fonstein N. M. Effect of heating rate on the austenite formation in low-carbon high-strength steels annealed in the intercritical region. *Metallurgical and Materials Transactions*, 2011. Vol. 42. No. 12. P. 3680-3690. https://doi.org/10.1007/s11661-011-0753-5.

47. Kang Jian, Wang Chao, Li Yunjie, Yuan Guo, Wang Guodong. Effect of direct quenching and partitioning treatment on mechanical properties of a hot rolled strip steel. *Journal of Wuhan University of Technology-Mater. Sci. Ed.*. 2016. Vol. 31. No. 1. P. 178-185. https://link.springer.com/article/10.1007/s11595-016-1349-0.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

References

1. Hofer, C., Leitner, H., Winkenhofer F., Clemens H. & Primig S. (2015). Structural characterization of "carbide-free" bainite in a Fe–0.2C–1.5Si–2.5Mn steel *Materials Characterization*, *102*, 85-91. https://doi.org/10.1016/j.matchar.2015.02.020

2. Hell, J. C., Dehmas, M., Allain, S. & Prado, J. M. (2011). Microstructure – Properties Relationships in Carbide-free Bainitic Steels. *ISIJ international*, *51*(10), 1724-1732. https://doi.org/10.2355/isijinternational.51.1724

3. Caballero, F. G. Bhadeshia, H. K. D. H. (2004). Very strong bainite. *Current Opinion in Solid State and Materials Science*, *8*(3-4), 251–257. https://doi.org/10.1016/j.cossms.2004.09.005

4. Garcia-Mateo, C., Caballero, F. G. & Bhadeshia, H. K. D. H. (2005). Mechanical Properties of Low-Temperature Bainite. *Materials Science Forum*, *500*, 495-502. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.500-501.495

5. Soliman, M., Mostafa, H., El-Sabbah, A. S. & Palkovski, H. (2010). Low temperature bainite in steel with 0.26 wt%. C *Mater. Sci. Eng. A*, *527*, 7706-7713. https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.08.037

6. Kussa, R. O., Voloshyn, V. S., Zurnadzhy, V. I., Yefremenko, V. H., Zaichuk, N. P., Tkachev, R. O., Havrylova, V. H. & Dzherenova A. V. (2021) Tekhnolohii termichnoi obrobky vysokomitsnykh AHSS- tretoho pokolinnia. *Mizhvuzivskyi zbirnyk "NAUKOVI NOTATKY"*, *71*. 181-190. https://doi.org/10.36910/6775.24153966.2021.71.26

7. Soleimani, M., Kalhor, A. & Mirzadeh, H. (2020). Transformation-induced plasticity (TRIP) in advanced steels: a review. *Materials Science and Engineering: A*, *795*. 140023. https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.140023

8. Zurnadzhy, V., Efremenko, V., Petryshynets, I., Chabak, Y., & Efremenko, A. (2022). Improvement of mechanical properties of structural steels by multi-phase structure formation. *Premier Publishing* s.r.o. https://ppublishing.org/media/uploads/journals/monograph/Efremenko.pdf

9. Zurnadzhy, V. I., Voloshyn, V. S., Kussa, R. O., Yefremenko, V. H., Dzherenova, A. V. & Tsvetkova, O. V (2020). Sovremennye konstruktsyonnye staly s TRIP-effektom. *Nauka ta prohres transportu. Visnyk Dnipropetrovskoho natsionalnoho universytetu zaliznychnoho transportu imeni akademika V. Lazariana*. *5*, 80-92. http://nbuv.gov.ua/UJRN/vdnuzt_2020_5_9

10. Davenport, E. & Bain, E. (1930). *Trans. AIME*, *90*(1), 117–154

11. Goulas, C., Mecozzi, M. G. & Sietsma, J. (2016). Bainite formation in medium-carbon low-silicon spring steels accounting for chemical segregation. *Metallurgical and Materials Transactions A*, *47*, 3077–3087. https://doi.org/10.1007/s11661-016-3418-6

12. Slama, M. B. H., Gey, N., Germain, L., Hell, J. C., Zhu, K. & Allain, S. (2016). Fast granularization of lath-like bainite in FeNiC alloys during isothermal holding at Ms+ 20 K (+20 °C). *Metallurgical and Materials Transactions A*, *47*, 15–18. https://doi.org/10.1007/s11661-015-3209-5

13. Morales-Rivas, L. (2022). Viewpoints on Technological Aspects of Advanced High-Strength Bainitic Steels. *Metals*, *12*, 195. https://doi.org/10.3390/met12020195

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

14. Sandvik, B. P. V. (1982). The bainite reaction in Fe–Si–C alloys: the primary stage. *Met. Trans. A*, *3*(5), 777–787. https://doi.org/10.1007/bf02642392

15. Fang, H.-S., Yang J.-B., Yang, Z.-G. & Bai, B.-Z. (2002). The mechanism of bainite transformation in steels. *Scripta Materialia*, *47*(3), 157-162. https://doi.org/10.1016/S1359-6462(02)00122-7

16. Bhadeshia, H. K. D H. (2015). *Bainite in Steels. Theory and Practice*. CRC Press

17. Kumar, A., Blessto, B., & Singh, A. (2023). Development of a low-carbon carbide-free nanostructured bainitic steel with extremely high strength and toughness. *Materials Science and Engineering: A*, *887*, 145186. https://doi.org/10.1016/j.msea.2023.145186

18. Garcia-Mateo, C., Caballero, F. G. & Bhadeshia, H. K. D. H. (2003). Development of Hard Bainite. *ISIJ International*, *43*(8), 238–1243. http://surl.li/aouerw

19. Caballero, F., Miller, M., Babu, S., & Garciamateo, C. (2007). Atomic scale observations of bainite transformation in a high carbon high silicon steel. *Acta Materialia*, *55*(1), 381–390. https://doi.org/10.1016/j.actamat.2006.08.033

20. Yang, H.-S., Bhadeshia, H. K. D. H. (2008). Designing low carbon, low temperature bainite. *Materials Science and Technology*, *24*(3), 335-342. https://doi.org/10.1179/174328408X275982

21. Soliman, M., Mostafa, H., El-Sabbagh, A. S. & Palkowski, H. Low temperature bainite in steel with 0.26 wt% C. *Materials Science and Engineering: A*, *527*(29–30), 7706-7713. https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.08.037

22. Bojarski, Z. & Bold T. (1974). Structure and properties of carbide-free bainiteStructure et propriétés d'une bainite sans carbureStruktur und eigenshaft karbidfreier Bainite. *Acta Metallurgica*, *22*(10), 1223-1234. https://doi.org/10.1016/0001-6160(74)90136-9.

23. Bhattacharyya, T., Singh, S. B., Das, S., Haldar, A. & Bhattacharjee, D. (2011). Development and characterisation of C–Mn–Al–Si–Nb TRIP aided steel. *Materials Science and Engineering: A*, *528*(6), 2394–2400. https://doi.org/10.1016/j.msea.2010.11.054

24. Rana, R., Cordova-Tapia, E., Jimenez, J. A., Morales-Rivas, L. & Garcia-Mateo, C. (2024). Design of carbide free bainitic steels for hot rolling practices. *Philosophical Magazine Letters*, *4*(1)

25. Bleck, W., Guo, X. & Ma Y. (2017). The TRIP effect and its application in cold formable sheet steels. *Steel Research In-ternational*, *88*(10), 1–10. https://doi.org/10.1002/srin.201700218

26. Navarro-Lopez, A., Sietsma, J., Santofimia, M.J. (2016). Effect of prior athermal martensite on the isothermal transformation kinetics below Ms in a low-C High-Si steel. *Metallurgical and Materials Transactions A*, *47*, 1028–1039. https://doi.org/10.1007/s11661-015-3285-6

27. Yi, H. L. Chen, P. &, Bhadeshia, H. K. D. H. (2014). Optimizing the morphology and stability of retained austenite in a δ-TRIP steel. *Metallurgical and Materials Transactions*, *45*(8), 3512–3518. https://doi.org/10.1007/s11661-014-2267-4

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

28. Caballero, F. G., Miller, M. K., Babu, S. S. & Garcia-Mateo, C. (2007). Atomic scale observations of bainite transformation in a high carbon high silicon steel. *Acta Materialia*, *55*(1), 381–390. https://doi.org/10.1016/j.actamat.2006.08.033

29. Bhadeshia, H. K. D. H. & Edmonds D. V. (1979). The bainite transformation in a silicon steel. *Metall Trans A*, *10*(7), 895–907. https://doi.org/10.1007/BF02658309

30. Caballero, F. G., Bhadeshia, H. K. D. H., Mawella, K. J. A., Jones, D. G., Brown, P. (2002). Very strong low temperature bainite. *Material Science and Technology*, 18, 279–284. https://doi.org/10.1179/026708301225000725

31. Mahieu, J., De Cooman, B. C. & Maki J. (2002). Phase transformation and mechanical properties of Si-free CMnAl transformation-induced plasticity-aided steel. *Metallurgical and Materials Transactions A*. *33*(8), 2537–2580. https://doi.org/10.1007/s11661-002-0378-9

32. Mahieu, J., Claessens, S. & De Cooman, B. C. (2001). Galvanizability of highstrength steels for automotive applications.*Metallurgical and Materials Transactions A*, *32*(11), 2905–2907. https://doi.org/10.1007/s11661-001-1042-5

33. Mintz, B. (2001). Hot dip galvanising of transformation induced plasticity and other intercritically annealed steels. *International Materials Reviews*, *46*(4), 169–197. https://doi.org/10.1179/095066001771048754

34. Maki, J., Mahieu, J., De Cooman, B. C. & Claessens, S. (2003). Galvanisability of silicon free CMnAl TRIP steels. *Mate-rials science and technology*, *19*(1), 125–131. https://doi.org/10.1179/026708303225009300

35. Jacques, P. J., Girault, E., Mertens, A., Verlinden, B., Humbeeck, J. V. & Delannay, F. (2001). The developments of coldrolled TRIP-assisted multiphase steels Al-alloyed TRIP-assisted multi-phase steels. *ISIJ International*, *41*(9), 1068–1074. https://doi.org/10.2355/isijinternational.41.1068

36. De Cooman, B. C. (2004). Structure–properties relationship in TRIP steels containing carbide-free bainite. *Current Opin-ion in Solid State and Materials Science*, *8*(3–4), 285–303. https://doi.org/10.1016/j.cossms.2004.10.002

37. Kim, S. J., Lee, C. G., Choi, I. & Lee, S. (2001). Effects of heat treatment and alloying elements on the microstructure andmechanical properties of 0.15 wt pct C transformation-induced plasticity-aided cold rolled steel sheet. *Metal-lurgical and Materials Transactions A*, *32*(3). 505–514. https://doi.org/10.1007/s11661-001-0067-0

38. Santigopal, S., Sourav, D., Debalay, C., Indradev, S., Shiv Brat, S. & Arunansu, H. (2013). Development of multiphase microstructure with bainite, martensite and retained austenite in a co-containing steel through quenching and partitioning (Q&P) treatment. *Metallurgical and materials transactions A*, *44*(13), 5653-5664. https://doi.org/10.1007/s11661-013-1929-y

39. Timokhina I., Beladi H., Xiong X.-Y. & Hodgson P. D. (2013). On the low temperature strain aging of bainite in the TRIP steel. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 44*(11)*, 5177–5191. https://doi.org/10.1007/s11661-013-1864-y

40. Huang, B. M., Yang, J. R., Yen, H. W., Hsu, C. H., Huang, C. Y., & Mohrbacher, H. (2014). Secondary hardened bainite. *Materials Science and Technology*, *30*(9), 1014–1023. https://doi.org/10.1179/1743284714y.0000000536

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

41. Liang, Z., Li, H., Chen, C., Fu, H., Feng, X., Gao, X., Yang, Z., & Zhang, F. (2024). Introducing nano-VC precipitates makes ultrafine bainitic steel a better combination of strength, ductility, and toughness. *Materials Research Letters*, *12*(10), 756–763. https://doi.org/10.1080/21663831.2024.2386439

42. Kononenko, H. A., Kimstach, T. V., Safronova, O. A. & Podolskyi, R. V. (2023). Shliakhy pidvyshchennia stiikosti ta zhyvuchosti lystovoho prokatu iz bronovoi stali. (Ohliad). Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy, 37, 447-464. https://doi.org/10.52150/2522-9117- 2023-37-447-464

43. Singh, S. B. & Bhadeshia, H. K. D. H. (1998). Estimation of bainite plate-thickness in low-alloy steels. *Materials Science and Engineering: A*, *245*(1), 72-79. https://doi.org/10.1016/S0921-5093(97)00701-6

44. Hesse, O., Liefeith, J., Kunert, M., Kapustyan, A., Brykov, M. & Efremenko, V. (2016). Bainit in Stählen mit hohem Widerstand gegen Abrasivverschleiß (Bainite in Steels with High Resistance to Abrsive Wear). *Tribologie und Schmierungstechnik*. *63*(2), 5–13. http://surl.li/gubkxo

45. Goulas, C., Mecozzi, M. G. & Sietsma, J. (2016). Bainite formation in medium-carbon low-silicon spring steels accounting for chemical segregation. *Metallurgical and Materials Transactions*, *47*(6), 3077–3087. https://doi.org/ 10.1007/s11661-016-3418-6

46. Mohanty, R. R., Girina, O. A. & Fonstein, N. M. (2011). Effect of heating rate on the austenite formation in low-carbon high-strength steels annealed in the intercritical region. *Metallurgical and Materials Transactions*, *42*(12), 3680-3690. https://doi.org/10.1007/s11661-011-0753-5

47. Kang, Jian, Wang, Chao, Li, Yunjie, Yuan, Guo & Wang Guodong. (2016). Effect of direct quenching and partitioning treatment on mechanical properties of a hot rolled strip steel. *Journal of Wuhan University of Technology-Mater. Sci. Ed.*, 31(1), 178-185. https://link.springer.com/article/10.1007/s11595-016-1349-0

G. A. Kononenko[1,2], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7446-4105
T. V. Kimstach[1,3], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0002-8993-201X
O. A. Safronova[1], Ph. D. Student, Junior Researcher, ORCID 0000-0002-4032-4275
R. V. Podolskyi[1], Ph. D., Researcher, ORCID 0000-0002-0288-0641
O. P. Klynova[1], Lead Engineer

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *National Technical University "Dnipro Polytechnic"*
[3] *Ukrainian State University of Science and Technologies*

PROSPECTS FOR THE DEVELOPMENT OF HIGH-STRENGTH BAINITE STEELS

Abstract. Purpose of the work. Analysis of the current state of development of high-strength bainite steels, study of the mechanisms of formation of the bainite structure and its influence on the mechanical properties of the material. Determination of the prospects for the application of steels with a carbide-free bainite structure in various industries. Research methodology. Analysis of literature sources devoted to the development and improvement of bainite steels. In the process of research, methods

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

of review/comparison/generalization of data are used, which allow to identify the main trends and approaches in the study of the mechanisms of formation of bainite structures, their influence on properties. Research results. The work analyzes scientific literature sources devoted to the study of the features of bainite transformation. The prospects for the development of high-strength bainite steels, which are characterized by a combination of high strength, plasticity and toughness, are considered. Modern approaches to obtaining bainite structures are analyzed, in particular the use of alloying and heat treatment, which allow to optimize the mechanical properties of steel. The influence of alloying elements on the kinetics of bainite formation, the stability of retained austenite and the general structure of steel is considered. A review of current trends in the development of promising technologies for heat treatment of high-strength bainite steels is carried out. Practical significance. An analysis of the prospects for the application of bainite steels in critical industries, such as transport engineering, energy, construction and the military industry is presented. The directions of future research aimed at expanding the scope of application and improving the performance properties of these steels, as well as ensuring their competitiveness in the modern materials market are considered.

Keywords: carbide-free bainite, austenite, mechanical properties, alloying elements, heat treatment.

For citation: Kononenko, G. A., Kimstach, T. V., Safronova, O. A., Podolskyi, R. V. & Klynova, O. P. (2024). Prospects for the development of high-strength bainite steels. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 602-620. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-602-620

Стаття надійшла до редакції збірника 03.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-621-631
УДК 669.15-194.018.26:620.18

В. А. Луценко[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-4604-5592
Т. М. Голубенко[1], к.т.н., ORCID 0000-0002-3583-211X
О. В. Луценко[1], к.т.н., ORCID 0000-0001-8298-5306

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ ОБРОБКИ НА СТРУКТУРУ ТА ВЛАСТИВОСТІ НИЗЬКОВУГЛЕЦЕВОЇ СТАЛІ

Анотація. Сортовий прокат круглого діаметру з низьковуглецевих сталей марок SAE вимагає постійного підвищення надійної системи забезпечення якості. Перспективними є процеси, що включають після гарячої прокатки температурно-швидкісні параметри охолодження, які забезпечують формування однорідної структури та властивостей. Залежно від умов проведення гарячої деформації в сталевому прокаті можуть спостерігатися різні структурні стани, які зафіксовані охолодженням і визначають властивості металу. Якщо метал піддавати витримкам при температурі кінця деформації, то в ньому протікають процеси збиральної рекристалізації, яка проявляється у формуванні зародків, здатних до подальшого зростання. У сталях із невисоким вмістом вуглецю після гарячої деформації подрібнення аустенітного зерна призводить до зменшення розмірів перлітних ділянок. Утворення внаслідок збиральної рекристалізації великого аустенітного зерна призводить до зменшення кількості структурно-вільного фериту. Найбільш важливим параметром мікроструктури є розмір зерна, який є одним із найефективніших способів управління структурою, що призводить до зміни механічних властивостей. Досліджували сортовий прокат із низьковуглецевої сталі марки SAE 1008 після гарячої прокатки у чистовому дротяному блоку та охолоджували водою перед розкладкою на витки до різних температур, вищих за A_1, у подальшому охолоджували на повітрі до температур навколишнього середовища. Металографічні дослідження дозволили встановити вплив параметрів термічної обробки на структуру дослідженої сталі, яка являє собою ферит з невеликими ділянками пластинчастого перліту. За допомогою проведених розрахунково-аналітичних досліджень встановлено, що після високошвидкісної гарячої деформації на середній умовний діаметр зерна впливає термічна обробка, саме температура кінця охолодження. Для прокату зі сталей типу марок SAE раціональним є охолодження після гарячої деформації до температур порядку A_1 + 150ºС з наступним уповільненим охолодженням, при якому формується більш рівномірне зерно, що забезпечить мінімальний розкид механічних властивостей.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ключові слова*:* низьковуглецева сталь, сортовий прокат, температура, охолодження, структура, розмір зерна, механічні властивості.

Посилання для цитування: Луценко В. А., Голубенко Т. М., Луценко О. В. Вплив параметрів обробки на структуру та властивості низьковуглецевої сталі. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 621-631. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-621-631.

Вступ. Для виробництва сталевого круглого прокату широко використовують низьковуглецеві сталі зі вмістом вуглецю менш ніж 0,1 %, наприклад, сталі марок типу SAE 1008. Сортовий прокат із низьковуглецевих сталей є напівпродуктом, придатним для процесів холодного деформування або волочіння.

Виробництво сортового прокату круглого діаметру із низьковуглецевих сталей марок типу SAE 1008 вимагає постійного підвищення конкурентоспроможності, що диктує необхідність організації на металургійних підприємствах України надійної системи забезпечення якості [1].

В умовах дефіциту та дорожнечі легуючих металів проблема надання звичайним конструкційним матеріалам високих експлуатаційних властивостей, що покращують їх якісні (міцнісні та пластичні) показники, є актуальною. Для отримання комплексу високих механічних властивостей в маловуглецевих сталях використовуються способи впливу на процеси структуроутворення, що поєднують гарячу пластичну деформацію і наступну термічну обробку. Широко використовуються процеси термомеханічно контрольованої прокатки через їхню здатність подрібнювати зернисту структуру [2].

Перспективними є процеси термічної обробки (ТО), які поєднують гарячу прокатку й охолодження за особливими температурно-швидкісними параметрами і забезпечують формування однорідної структури та властивостей [3, 4]. Маловуглецеві низьколеговані сталі в гарячекатаному стані мають досить низьку міцність і опір руйнуванню. Нові можливості керування структурою й властивостями металу надає поєднання деформаційної та термічної обробки. Процеси ТО можуть поєднуватися в одній технологічній операції або проводитися в різні часи [3], важливо лише, щоб фазові перетворення проходили в умовах підвищеної щільності дефектів решітки, створених пластичною деформацією. Охолодження перешкоджає розвитку процесів рекристалізації аустеніту, сприяючи поряд із зміцненням збереженню пластичності, що характерно для процесів обробки прокату [4, 5].

Залежно від умов проведення гарячої деформації в сталевому прокаті можуть спостерігатися різні структурні стани, які зафіксовані охолодженням і які визначають властивості металу [3, 6-8]. Якщо метал

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

піддавати витримкам при температурі кінця деформації, то в ньому протікають процеси збиральної рекристалізації, яка проявляється у формуванні зародків, здатних до подальшого зростання [4, 6, 7]. Після гарячої деформації подрібнення аустенітного зерна призводить до зменшення розмірів перлітних ділянок у сталях із невисоким вмістом вуглецю [4]. Збиральна рекристалізація великого аустенітного зерна призводить до зменшення кількості структурно-вільного фериту [3, 8]. Тому актуальним є моделювання впливу на структуру та властивості температурних режимів при використанні ТО сортового прокату із низьковуглецевої сталі марки SAE.

Матеріал і методи дослідження. Досліджували сортовий прокат із низьковуглецевої сталі марки SAE 1008 [9] круглого діаметру 18,0 мм, що в промислових умовах має після чистового дротяного блоку температуру гарячої прокатки вищу за A_3. Прокат обробляли за схемою: регульоване двостадійне охолодження: водою перед розкладкою на витки до різних температур ($T_{в/у}$ - температура виткоутворення), вищих за A_1, у подальшому охолоджували зі середньою швидкістю ~3,0 °С/с.

Визначення механічних властивостей проводили після випробування на розтягування за стандартними методиками. Аналіз структури проводили за допомогою оптичного мікроскопу Axiovert 200M після травлення спиртовим розчином азотної кислоти. Співвідношення структурних складових і розмір зерна визначали за стандартними методиками.

Результати дослідження. Відомо, що велика різнозернистість призводить до нерівномірної деформації металу під час витягування, що може бути причиною утворення розривів і тріщин [10]. Також рівномірна структура є головною передумовою досягнення високої здатності сталей до глибокого витягування після термічного оброблення, що особливо необхідне в гарячекатаному металі, який є підкатом для станів холодного прокатування.

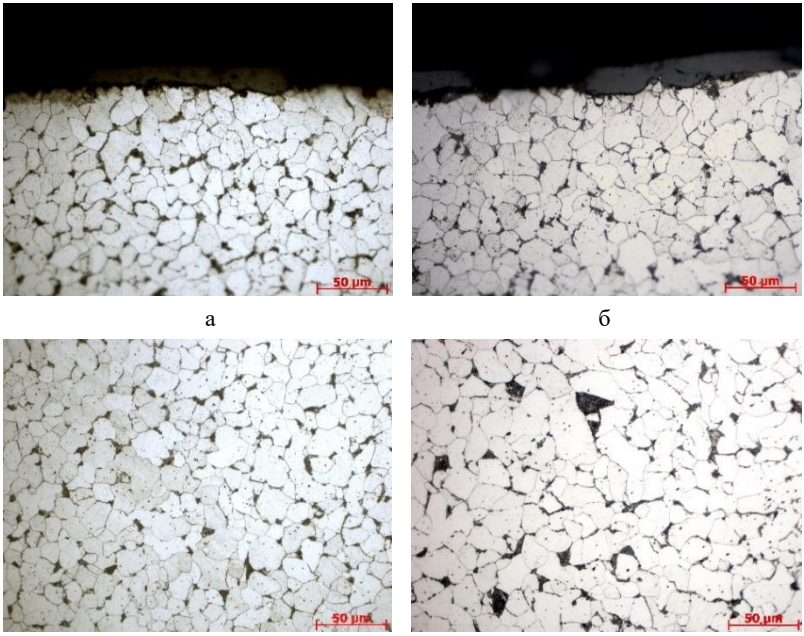
Основу структури прокату сталі SAE 1008 після обробки становить ферит та перліт.

Після термічної обробки при температурах $T_{в/у} = A_1 + (150…250)$°С охолодження сталі SAE 1008 забезпечує формування структури фериту з невеликими ділянками пластинчастого перліту. Співвідношення структурних складових при різних температурах виткоутворення становить: при $T_{в/у} = A_1 + 150$°С – 91,6% фериту і 8,4% перліту, а при $T_{в/у} = A_1 + 250$°С – 93,3 % фериту і 6,7 % перліту. Структура сталі SAE 1008, що піддана різним режимами обробки, наведена на рис. 1.

Дані про механічні властивості та структурні характеристики прокату сталі марки SAE 1008, підданої різним режимам ТО, наведені в таблиці 1 (приведені дані: у чисельнику – мінімальне та максимальне

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

значення, у знаменнику – середнє значення та середньоквадратичне відхилення).



а б

в г

а, в – $T_{в/у} = A_1 + 150°C$; б, г – $T_{в/у} = A_1 + 250°C$

Рисунок 1 – Характерна структура низьковуглецевої сталі SAE 1008 (а, б – поверхня; в, г – центр), підданої різній температурі $T_{в/у}$

Таблиця 1 – Механічні властивості та структурні характеристики сортового прокату сталі марки SAE 1008

Процес обробки із температурою $T_{в/у}$	**A_1 + 150°C**	**A_1 + 250°C**
Тимчасовий опір, Н/мм²	412 – 456 430,6 ± 5,18	405–440 420,16 ± 9,61
Відносне подовження, %	33 – 40 36,3 ± 2,11	33 – 42 37,6 ± 3,6
Відносне звуження, %	73 – 77 75,2 ± 1,7	73 – 78 75,8 ± 2,11
Розмір зерна, номер	8 – 7	7 – 8
Співвідношення ферит/перліт, %	91,6 / 8,4	93,3 / 6,7

Загалом параметри механічних властивостей, такі, як відносне подовження і звуження, мають схожі показники для режимів обробки

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ТО. Середнє значення тимчасового опору для сталі, обробленої при температурі A_1 + 150°С, трохи вище ніж для прокату, обробленого при температурі A_1 + 250°С.

Однак отримані дані показують, що середньоквадратичне відхилення всіх показників більше у сталі, обробленій за режимом при збільшеній температурі. Це свідчить про меншу стабільність властивостей сталі після режиму обробки ТО з температурою виткоутворювача A_1 + 250°С.

Відомо, що на остаточну структуру сталі та механічні властивості суттєво впливають температури нагрівання при обробці, які пов'язані з розміром зерна в сталі. Від величини зерна сталі залежить комплекс механічних властивостей, що в кінцевому підсумку матиме вплив на процеси волочіння. Тому при визначенні режиму обробки слід приділяти увагу розміру зерна, яке формується в сталі. Наявність різнозернистості знижує конструктивну міцність сталі, а збільшення розміру зерен збільшує схильність сталі до гартівних тріщин і деформації. Розмір зерна є одним із найефективніших способів управління структурою, що призводить до зміни механічних властивостей [10].

Вивчали вплив обробки на розмір зерна низьковуглецевої сталі марки SAE 1008. Сталь після ТО при температурах $T_{в/у} = A_1 + (150…250)$°С має значення середнього умовного діаметру в інтервалі 0,0133…0,0316 мм.

З підвищенням температури кінця водяного охолодження розмір зерна підвищується. На поверхні зразків дослідної сталі величина зерна має менші значення ніж у центрі. Проведений статистичний аналіз частот попадань для середнього умовного діаметра зерна показав відмінність вибірок: сортовий прокат при $T_{в/у} = A_1 + 150$°С (рис. 2, а) характеризується більшою схожістю показників, тоді як для $T_{в/у} = A_1 + 250$°С властива велика неоднорідність (рис. 2, б). Це пов'язано з початком рекристалізаційних процесів у сталі.

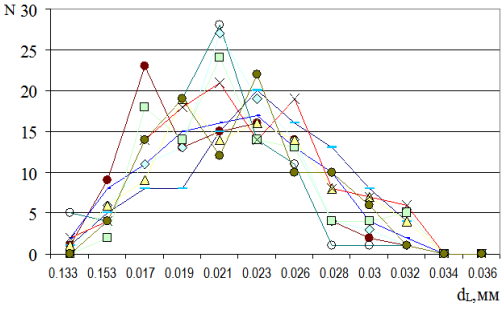
Як видно із рис. 3, для режиму $T_{в/у} = A_1 + 150$°С вибірковий розподіл майже нормальний, а для $T_{в/у} = A_1 + 250$°С має помітну асиметричність. Отже температурний режим $T_{в/у} = A_1 + 150$°С більш сприятливий для отримання рівномірного зерна і, відповідно, стабільних механічних властивостей.

Для дослідження впливу режимів ТО на середній умовний діаметр зерна низьковуглецевої сталі SAE 1008 використовували вуглецевий еквівалент (C_e):

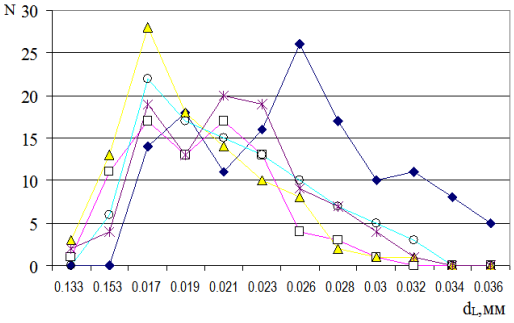
$$d_{L\ A1+150} = 0{,}0051 + 0{,}071\ C_e \qquad R^2 = 0{,}824 \qquad (1)$$

$$d_{L\ A1+250} = 0{,}015 + 0{,}03\ C_e \qquad R^2 = 0{,}453 \qquad (2)$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



а – $T_{в/у} = A_1 + 150°C$



б – $T_{в/у} = A_1 + 250°C$

Рисунок 2 – Частота влучань (N) середнього умовного діаметра зерна (d_L) у низьковуглецевій сталі SAE 1008 після температури виткоутворення: $A_1 + 150°C$ (а) та $A_1 + 250°C$ (б)

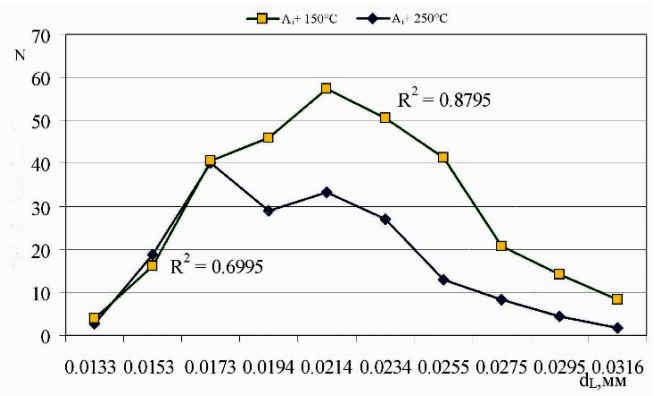


Рисунок 3 – Середні показники частоти влучань (N) для середнього умовного діаметра зерна (d_L) у прокаті після ТО

Отримані рівняння (1) та (2) показують умовний зв'язок вуглецевого еквіваленту (C_e) з середнім умовним діаметром зерна (d_L) після ТО.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Встановлено, що зі збільшенням вуглецевого еквіваленту і при охолодженні до температури $T_{в/у} = A_1 + 150°C$ розмір зерна збільшується (коефіцієнт кореляції $R^2 = 0{,}824$), тоді як при охолодженні до температури $T_{в/у} = A_1 + 250°C$ коефіцієнт кореляції $R^2 = 0{,}453$, що свідчить про більш тісний зв'язок при нижчій температурі. Більший розбіг середнього умовного діаметра зерна, що формується при $T_{в/у} = A_1 + 250°C$, можна пояснити проходженням процесів метадинамічної та часткової збірної рекристалізації [11].

Існує кілька механізмів, які при гарячій деформації сталі приводять до розм'якшення: динамічна рекристалізація, метадинамічна рекристалізація та статична рекристалізація. Процеси рекристалізації деформованого аустенітного зерна відіграють роль при гарячій деформації сталей і здатні вести до подрібнення зерна за рахунок утворення на місці деформованого зерна великої кількості глобулярних зерен меншого розміру [12]. Зі збільшенням температури процеси рекристалізації і повернення ідуть швидше. Рекристалізація і перетворення фериту пов'язані із зародженням і зростанням нових зерен у сталях при деформації аустеніту під час термомеханічних процесів. Дрібне зерно призводить до зміцнення, а за рахунок анігіляції блокованих дислокацій відбувається процес розм'якшення. Статична рекристалізація відбувається після того, як зерна аустеніту набули напружень. У випадку динамічної рекристалізації відбувається накопичення напруження під час деформації аустеніту, а не як окремий процес після цього. Ці механізми пом'якшення відбуваються окремо або послідовно [13]. В дослідженні [14] говориться, що мікроструктура, отримана в результаті динамічної рекристалізації, забезпечує кращі механічні характеристики, ніж структури інших механізмів розм'якшення, завдяки рафінованому розміру зерен аустеніту.

Проведені дослідження для сталі SAE 1008 показали, що при температурі виткоутворювача $T_{в/у} = A_1 + 150°C$ формується більш рівномірне зерно, що забезпечить мінімальний розкид механічних властивостей (див. табл. 1).

Висновки

З проведених досліджень встановлено, що на середній умовний діаметр зерна впливає режим обробки, а саме: середня температура кінця водяного охолодження після гарячої деформації.

При виробництві низьковуглецевого сортового прокату марок типу SAE слід використовувати схему з регульованим двостадійним охолодженням при середній температурі на виткоутворювачі $A_1 + 150°C$, при якій формується більш рівномірне зерно, що забезпечить мінімальний розкид механічних властивостей. Підвищення

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

температури виткоутворення призводить до утворення різнозернистості у мікроструктурі, що є небажаним.

Перелік посилань

1. Тубольцев Л. Г., Чайка О. Л., Бабаченко О. І. Перспективи розвитку металургійного виробництва в Україні за рахунок використання нових технологій. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 4-25. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-4-25

2. Ghosh S., Mula S., Malakar A., Somani M., Kömi J. High cycle fatigue performance, crack growth and failure mechanisms of an ultrafine-grained Nb+Ti stabilized, low-C microalloyed steel processed by multiphase controlled rolling and forging. *Materials Science and Engineering: A.* 2021. Vol. 825, 141883. https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.141883

3. Parusov E. V., Levchenko G. V., Lutsenko V. A., Bobyr S. V., Parusov O. V., Chuiko I. M., Golubenko T. M. Scientific and technological fundamentals of the production of highly efficient types of construction steel and wire rod. *Metal and Casting of Ukraine.* 2019. No. 7-9 (314-316). P.30-38. https://doi.org/10.15407/steelcast2019.07.060

4. Lutsenko V. A., Parusov E. V., Parusov O. V., Lutsenko O.V., Chuiko I. M., Golubenko T. M. Peculiarities of Formation of High-Carbon Steel Structure During Rolling. *Materials Science*. 2023. Vol. 58. No. 5. P. 621–628. https://doi.org/ 10.1007/s11003-023-00708-z

5. Bobyr S. V., Parusov E. V., Levchenko G. V., Borisenko A. Yu., Chuiko I. M. Shear Transformation of Austenite in Steels Considering Stresses Effects. *Progress in Physics of Metals.* 2022. Vol. 23, No. 3. P. 379-410. https://doi.org/10.15407/ ufm.23.03.379

6. Maropoulos S., Karagiannis S., Ridley N. The effect of austenitising temperature on prior austenite grain size in a low-alloy steel. *Materials Science and Engineering*. 2008. Vol. 483-484. No. 1-2. P. 735-739. https://doi.org/10.1016/ j.msea.2006.11.172

7. Celada-Casero C., Sietsma J., Santofimia M.J. The role of the austenite grain size in the martensitic transformation in low carbon steels. *Materials & Design*. 2019. Vol. 167. 107625, https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.107625

8. Prawoto Y., Jasmawati N., Sumeru K. Effect of Prior Austenite Grain Size on the Morphology and Mechanical Properties of Martensite in Medium Carbon Steel. *Journal of Materials Science & Technology.* 2012. Vol. 28. No. 5. P. 461-466. https://doi.org/10.1016/S1005-0302(12)60083-8

9. ASTM A510/A510M-18 Standard Specifi cation for General Requirements for Wire Rods and Coarse Round Wire, Carbon Steel, and Alloy Steel

10. Dhua S. K., Sarkar P. P. Development of ultrafine grains in C–Mn steel plates through hot-rolling and air-cooling. M*aterials Science and Engineering: A.* 2013. Vol. 575. P. 177-188. https://doi.org/10.1016/j.msea.2013.03.052

11. Prawoto Y., Jasmawati N., Sumeru K. Effect of Prior Austenite Grain Size on the Morphology and Mechanical Properties of Martensite in Medium Carbon Steel. *Journal of Materials Science & Technology.* 2012. Vol. 28, No. 5. P. 461-466. https://doi.org/10.1016/S1005-0302(12)60083-8

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

12. Каверинський В. В., Суxенко З. П., Баглюк Г. А. Моделювання кінетики процесів рекристалізації, повернення і виділення карбонітридних частинок у мікролегованій сталі після гарячої деформації аустеніту. *Міжвузівський збірник "Наукові нотатки"*. 2019. Вип. 66. С. 141-150.

13. Chen S. C., Huang C. Y., Wang Y. T., Yen H. W. Coopetitive micro-mechanisms between recrystallization and transformation during/after dynamic strain-induced transformation in aluminum-containing low-carbon steel. *Materials & Design.* 2017. Vol. 134. P. 434-445. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.08.074

14. Dong L., Zhong Y., Ma Q., Yuan C., Ma L. Dynamic Recrystallization and Grain Growth Behavior of 20SiMn Low Carbon Alloy Steel. *Tsinghua Science & Technology*. 2008. Vol. 13, Iss. 5. P. 609-613. https://doi.org/10.1016/S1007-0214(08)70097-X

References

1. Tuboltsev L. G., Chaika O. L., & Babachenko O. I. (2023). Prospects of technological development of metallurgical production in Ukraine due to the use of new technologies. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 4-25. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-4-25

2. Ghosh, S., Mula, S., Malakar, A., Somani, M., & Kömi, J. (2021). High cycle fatigue performance, crack growth and failure mechanisms of an ultrafine-grained Nb+Ti stabilized, low-C microalloyed steel processed by multiphase controlled rolling and forging. *Materials Science and Engineering: A,* 825, 141883. https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.141883

3. Parusov, E. V., Levchenko, G. V., Lutsenko, V. A., Bobyr, S. V., Parusov, O. V., Chuiko, I. M., Golubenko, T. M. (2019). Scientific and technological fundamentals of the production of highly efficient types of construction steel and wire rod. *Metal and Casting of Ukraine*, 7-9 (314-316), 30-38. https://doi.org/10.15407/steelcast2019.07.060

4. Lutsenko, V. A., Parusov, E. V., Parusov, O. V., Lutsenko, O. V., Chuiko, I. M., & Golubenko, T. M. (2023). Peculiarities of Formation of High-Carbon Steel Structure During Rolling. *Materials Science*, 58 (5), 621–628. https://doi.org/10.1007/s11003-023-00708-z

5. Bobyr, S. V., Parusov, E. V., Levchenko, G. V., Borisenko, A. Yu., Chuiko, I. M. (2022). Shear Transformation of Austenite in Steels Considering Stresses Effects. *Progress in Physics of Metals*, 23 (3), 379-410. https://doi.org/10.15407/ufm.23.03.379

6. Maropoulos, S., Karagiannis, S., & Ridley, N. (2008). The effect of austenitising temperature on prior austenite grain size in a low-alloy steel. *Materials Science and Engineering*, 483-484 (1-2), 735-739. https://doi.org/10.1016/j.msea.2006.11.172

7. Celada-Casero, C., Sietsma, J., & Santofimia, M. J. (2019). The role of the austenite grain size in the martensitic transformation in low carbon steels. *Materials & Design*, 167, 107625. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.107625.

8. Prawoto, Y., Jasmawati, N., & Sumeru, K. (2012). Effect of Prior Austenite Grain Size on the Morphology and Mechanical Properties of Martensite in Medium Carbon Steel. *Journal of Materials Science & Technology,* 28 (5), 461-466. https://doi.org/10.1016/S1005-0302(12)60083-8.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

9. ASTM A510/A510M-18 Standard Specifi cation for General Requirements for Wire Rods and Coarse Round Wire, Carbon Steel, and Alloy Steel

10. Dhua, S.K., & Sarkar, P.P. (2013). Development of ultrafine grains in C–Mn steel plates through hot-rolling and air-cooling. M*aterials Science and Engineering: A*, 575, 177-188. https://doi.org/10.1016/j.msea.2013.03.052

11. Prawoto, Y., Jasmawati, N., & Sumeru, K. (2012). Effect of Prior Austenite Grain Size on the Morphology and Mechanical Properties of Martensite in Medium Carbon Steel. *Journal of Materials Science & Technology*, 28 (5), 461-466. https://doi.org/10.1016/S1005-0302(12)60083-8

12. Kaverinskiy, V. V., Sukhenko, Z. P., & Bagluk, G. A. (2019). Modelyuvannya kinetyky protsesiv rekrystalizatsiyi, povernennya i vydilennya karbonitrydnykh chastynok u mikrolehovaniy stali pislya haryachoyi deformatsiyi austenitu [Modeling of the kinetics of recrystallization procedures, return and precipitation of carbonitrid particles in micro-alloyed steel after hot deformation of austenite]. *Mizhvuzivs'kyy zbirnyk " Naukovi notatki"* 66, 141-150. [In Ukrainian]

13. Chen, S. C., Huang, C. Y., Wang, Y. T., & Yen, H. W. (2017). Coopetitive micro-mechanisms between recrystallization and transformation during/after dynamic strain-induced transformation in aluminum-containing low-carbon steel. *Materials & Design*, 134, 434-445. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.08.074

14. Dong, L., Zhong, Y., Ma, Q., Yuan, C., & Ma, L. (2008). Dynamic Recrystallization and Grain Growth Behavior of 20SiMn Low Carbon Alloy Steel. *Tsinghua Science & Technology*, 13 (5), 609-613. https://doi.org/10.1016/S1007-0214(08)70097-X

V. A. Lutsenko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-4604-5592
T. M. Golubenko[1], Ph. D. (Tech.), ORCID 0000-0002-3583-211X
O. V. Lutsenko[1], Ph. D. (Tech.), ORCID 0000-0001-8298-5306

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

THE INFLUENCE OF PROCESSING PARAMETERS ON THE STRUCTURE AND PROPERTIES OF THE LOW-CARBON STEEL

Abstract. The bar sections of the round diameter from the low-carbon steels of SAE brands requires continuous improvement of the reliable quality assurance system. The processes that include temperature-rate cooling parameters after hot rolling, which ensure the formation of the homogeneity of the structure and properties, are promising. Depending on the conditions of the hot deformation in the rolled steel products, can be observed the different structural states, which are fixed by cooling and determine the properties of the metal. If the metal is subjected to holding at the temperature of the end of deformation, then it undergoes the processes of collection recrystallization, which appears as the formation of the coherent nucleus, capable of the further growth. In the steels with low carbon content, after hot deformation, the austenite grain refining leads to a decrease in the size of pearlite areas. The formation of the large austenite grains due to the collection recrystallization leads to a decrease in the amount of structurally free ferrite. The most important microstructural

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

parameter is grain size, which is one of the most effective ways to control the structure, leading to changes in mechanical properties. Investigated the bar sections of the low-carbon steels of SAE 1008 brands after hot rolling in the cleanliness wire block and cooling with water before allocation into wire wraps to different temperatures higher than A_1, and then cooling in air to ambient temperatures. The metallographic studies allowed to establish the influence of the heat treatment parameters on the structure of the studied steel, which is ferrite with small areas of lamellar pearlite. After high-speed hot deformation, the average conditional grain diameter is affected by heat treatment, namely the temperature of the end of the cooling, was established by the conducted computational and analytical studies. For the rolled steel products of the SAE brands, it is rational to perform cooling after hot deformation to temperatures of the order of A_1 + 150ºC with subsequent slow cooling, during which a more uniform grain is formed, which will ensure minimal variation in the mechanical properties.

Keywords: low-carbon steel, bar sections, temperature, cooling, structure, grain size, mechanical properties.

For citation: Lutsenko, V. A., Golubenko, T. M., & Lutsenko, O. V. (2024). The influence of processing parameters on the structure and properties of the low-carbon steel. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 621-631. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-621-631

Стаття надійшла до редакції збірника 29.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-632-643

УДК 669.017.15:620.18

О. В. Мовчан[1], к.т.н., ст.н.с., ORCID 0000-0003-1543-7160
К. О. Чорноіваненко[1], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0003-1613-7784

[1] *Український державний університет науки і технологій*

ЗАКОНОМІРНОСТІ ФАЗОВИХ І СТРУКТУРНИХ ПЕРЕТВОРЕНЬ В СИСТЕМІ Fe-Cr-Ti-C ПРИ НАВУГЛЕЦЮВАННІ

Анотація. Дифузійне навуглецювання фериту, легованого карбідоутворюючими стабілізуючими ферит компонентами в певних умовах призводить до кооперативного розпаду фериту на аустеніт і спеціальний карбід з утворенням евтектоідоподібних пластинково-стрижневих колоній. Вивчення умов формування аустенітно-карбідних колоній, показано, що рушійною силою зростання колоній є приплив вуглецю. При цьому необхідно, щоб навуглецювання фериту одночасно призводило до аустенітизації та карбідоутворення. Аналіз діаграм складу дослідних систем Fe-Cr-C і Fe-Ti-C при різному вмісті карбідоутворюючих елементів показав, що при певній концентрації та температурі можливий кооперативний розпад фериту на аустеніт та карбіди. Визначено закономірності структуроутворення та фазових перетворень в поверхневому шарі при навуглецюванні в залежності від параметрів обробки. Встановлено температурний інтервал формування аустенітно-карбідних колоніальних структур, подібних евтектоідним, що являють собою природний композиційний матеріал, при навуглецюванні високолегованих залізних сплавів системи Fe-Cr-Ti-C внаслідок спільного й одночасного карбідоутворення та перекристалізації. Комплексними методами дослідження встановлено закономірності трансформації фронту $\alpha \rightarrow \gamma$ перетворення. Показано, що формування коміркового фронту перекристалізації здійснюється під дією концентраційних градієнтів, викликаних перерозподілом основного легуючого елементу попереду фронту перетворення. Було проведено електрономікроскопічні дослідження тонкої структури аустенітно-карбідних колоній, які показали, що аустенітно-карбідна колонія є єдиним бікристалом. Мартенситні пластини переважно орієнтовані паралельно карбідним стрижням, які мають кубічне огранювання. Спільні електронограми карбіду та аустеніту показали наявність орієнтаційного співвідношення між цими фазами.

Ключові слова: навуглецювання, дифузія, фазове перетворення, карбідоутворення, колонії, діаграма стану

Посилання для цитування: Мовчан О. В., Чорноіваненко К. О. Закономірності фазових і структурних перетворень в системі Fe-Cr-Ti-C при навуглецюванні.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. 2024. Вип. 38. С. 632-643. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-632-643.

Вступ. У раніше виконаних дослідженнях [1-7] показано, що навуглецювання сплавів заліза з карбідоутворюючими елементами, що стабілізують ферит (вольфрам, молібден, хром, ванадій, титан), призводить до аустенітизації вихідної феритної матриці та зростання спеціальних карбідів. Якщо ці процеси йдуть спільно, то можливе кооперативне зростання аустеніту та карбідів шляхом переміщення у ферит двофазного тонкодиференційованого фронту внаслідок чого утворюються зерна (колонії), подібні до евтектичних або евтектоідних.

Формування колоніальних аустенітно-карбідних структур відбувається при одночасному і спільному перетворенні пересиченого вуглецем фериту в аустеніт і виділення карбідної фази. При цьому процес іде ізотермічно і вимагає доставки вуглецю ззовні. Перетворення нагадує евтектичне або евтектоідне як за морфологією продуктів перетворення, так і за механізмом розпаду материнської фази, коли необхідний перерозподіл компонентів відбувається шляхом дифузії вздовж двофазного фронту, що переміщується.

Проте, перетворення, що викликані навуглецюванням, мають деякі принципові особливості. Якщо евтектоідне і евтектичне перетворення, що здійснюється внаслідок охолодження, відбуваються і в двох і багатокомпонентних сплавах, то подібні перетворення, що викликані дифузійною зміною складу, можуть йти, як мінімум, в трьох-компонентних системах, наприклад, при навуглецюванні не чистого заліза, а твердого розчину у фериті деяких компонентів. Необхідність дотримання матеріального балансу при розпаді фериту вимагає, щоб концентрація цього компонента була в карбіді вище, а в аустеніті нижче, ніж у фериті, тобто компонент повинен бути карбідоутворюючим і стабілізуючим ферит (альфа-стабілізатором). Причому склад фериту повинен бути таким, щоб навуглецювання призводило одночасно до карбідоутворення та аустенітизації, тобто відповідати трифазній рівновазі фериту з аустенітом і карбідом. На діаграмах рівноваги трикомпонентних сплавів це визначає лінія, а на ізотермічних перерізах – точка у вершині конодного трикутника трифазної рівноваги аустеніт (γ) + карбід (К) + ферит (α). Для здійснення кооперативного розпаду фериту, що призводить до утворення аустенітно-карбідних колоній, необхідно щоб склад залізного сплаву при температурі навуглецювання відповідав трифазній рівновазі.

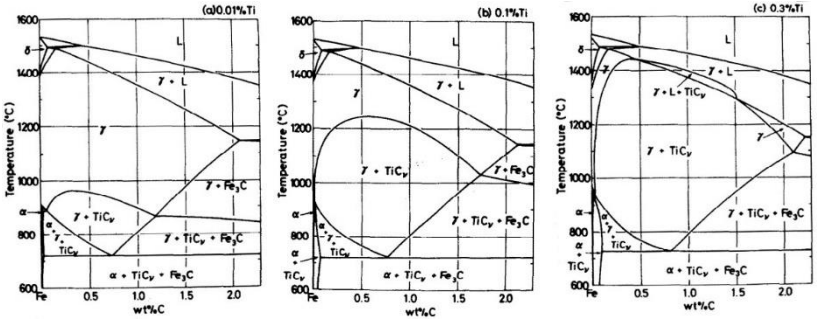
Так, розгляд різних перерізів діаграм стану Fe-Cr-C [8] показало, що положення точки потрійної рівноваги α+γ+К залежить від вмісту легуючого компонента (в даному випадку хрому), від вмісту вуглецю та

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

від температури навуглецювання. Чим більше хрому в сплаві, тим за більш високої температури відбувається кооперативний розпад фериту на аустеніт та карбіди.

Оскільки титан утворює один із найтвердіших карбідів, проаналізуємо вплив вмісту титану в сплаві та температури навуглецювання на структуру дифузійної зони.

За видом діаграми стану Fe-C сплавів з різним вмістом титану [9] можна робити висновки про можливості колоніального розпаду α+γ+TiC. На рисунку 1 а представлена діаграма Fe-C-Ti сплавів з 0,01 %Ti. Область γ+TiC проявляється як частина γ-області діаграми в інтервалі температур 750...900 °С. При цьому вихідний стан низьковуглецевого сплаву (α+γ) двофазний, що ускладнює формування колоній в γ-області і створює неоднорідність структури. При підвищенні вмісту титану до 0,1 % (рис. 1 б) інтервал температур, де можливе колоніальне зростання γ+TiC з α-фази, розширюється (750…1200 °С). При цьому при температурі до 910 °С перетворення йде шляхом α→α+γ+TiC→γ+ TiC, тобто спочатку ферит розпадається з утворенням двох нових фаз γ+ TiC, а потім карбід титану може продовжувати зростати вже безпосередньо з γ-фази. Очевидно, при малій кількості вуглецю будуть утворюватися ділянки колоній (пластинково-стрижневі), при вищому вмісті вуглецю – дисперсні глобулярні карбіди TiC в γ-фазі і тільки при вмісті вуглецю вище ~0,8 % з γ-фази можуть зростати відразу два типи карбідів TiC і Fe_3C, які за своєю морфологією можуть бути і колоніальними і глобулярними.



а б в

Рисунок 1 – Фрагмент політермічного перерізу діаграми стану системи Fe-Ti-C при температурі 900 °С (а), 1000 °С (б), 1100 °С (в) [9]

Подальше підвищення вмісту Ti в сплаві до 0,3 % розширює температурний інтервал γ+ TiC (750...1450 °С), але в цьому випадку, вже при вмісті вуглецю на поверхні 0,5 % і більше можливе оплавлення, що

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

обмежує температурний режим навуглецювання. З точки зору морфології карбідів, колонії α+γ+TiC можна отримати до температури ~950 °С, а підвищення температури навуглецювання призведе до виділення TiC з γ-фази, при цьому від 1100 до 1300 °С підвищення вмісту вуглецю призведе до виділення карбідів титану та підвищення вмісту вуглецю в γ-фазі (рис. 1 в). При більш високих температурах можливе оплавлення, а за більш низьких – зростатимуть цементитні включення (Fe_3C), які значно відрізняються за твердістю від карбідів титану TiC.

Таким чином, збільшення вмісту титану в сплаві розширює область можливого колоніального розпаду вихідного низьковуглецевого фериту при навуглецюванні. Розширення температурної області існування TiC+γ, з одного боку, обмежується можливістю оплавлення поверхні, з другого – виділенням і зростанням з γ-фази наряду із TiC і цементиту Fe_3C.

Якщо звернутися до ізотермічних перерізів діаграми стану Fe-Ti-C сплавів при найбільш сприятливих температурах від 900 °С до 1100 °С, видно, що кут конодного трикутника лежить навпроти вмісту титану 0,04 % (рис. 1 а). При насиченні такого сплаву вуглецем колонії зростатимуть при вмісті вуглецю до 0,3 %, а за більш високому вмісті – із γ-фази виділятиметься карбід титану. Такий низький рівень вихідного вмісту вуглецю в сплаві малоймовірний, а при вищому вмісті колонії не формуються.

При температурі 1000 °С необхідний для формування колоніальних структур вміст титану – 0,8 %. У цьому випадку з фериту виділяється одночасно γ+TiC, формуючи колоніальний шар потрібної товщини. Конода α-TiC майже паралельна лінії зміни вмісту вуглецю (рис. 1 б). Але в цьому випадку кут конодного трикутника майже зливається з межею α+γ області, що може призвести до попередньої α→γ перекристалізації з подальшим формуванням колоній і створення карбідної неоднорідності.

Аналіз перерізу діаграми стану сплавів Fe-Ti-C при 1100 °С, показав, що необхідний рівень вмісту титану буде 1,4 %. При цьому лінія, що обмежує α+γ область (рис. 1 в) нахилена під кутом до лінії зміни вмісту вуглецю (осі вуглецю), а значить фазова перекристалізація почнеться і йтиме паралельно коноді α-TiC, тобто на всьому протязі конодного трикутника, а, отже, при будь-якому підвищенні вмісту вуглецю на поверхні. Це найбільш сприятливе поєднання вмісту титану і температури навуглецювання для отримання однорідного зміцнення робочого шару карбідами титану.

Виходячи з вищевикладеного, метою даної роботи було дослідження фазових і структурних перетворень на сплавах, що містять титан і хром

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

в процесі навуглецювання. Титан вводили в сплави для отримання карбідного зміцнення, а хром – для легування матриці.

Матеріали і методики досліджень. Хімічний склад дослідних сплавів обирали з урахуванням даних [8, 9] згідно встановлених термодинамічних рівноваг в системах Fe-Cr-C і Fe-Ti-C. Хімічний склад обраних сплавів наведено в таблиці 1.

Навуглецювання здійснювали в газовому середовищі типу «інертний газ + пропан» з різним вмістом газових складових. Експериментально встановлено, що навуглецювання сплавів 3-5, що містять 2,87…9,74 %Cr відповідно, вимагає особливої підготовки поверхні, що полягає в гальванічному нікелюванні. В іншому випадку, утруднюється адсорбція вуглецю поверхнею, причиною чого є утворення складних з'єднань титану і хрому в результаті взаємодії з атмосферою.

Таблиця 1 - Хімічний склад дослідних сплавів

Зразок	Вміст елементів, % ваг.		
	C	Ti	Cr
1	0,04-0,06	1,70	-
2		1,39	1,84
3		1,04	2,87
4		1,45	4,85
5		1,48	9,74

Навуглецювання здійснювали при різних температурах з метою визначення раціональної температури обробки і загартовувалися у воді від цієї температури.

Електрономікроскопічні дослідження проводили на мікроскопі ЕМ-125 при прискорюючій напрузі 160 і 125 В. Дифракційна постійна приладу 18,3…20 Å·мм, діаметр селекторної діафрагми 1,0 мкм. Дослідження проводили «на просвіт» методом тонких фольг. Зразки вирізали з дифузійного шару на глибині 0,3 мм від поверхні. Площина фольг була орієнтована перпендикулярно напрямку навуглецювання. Заготовки стоншували механічно до товщини ~0,1 мм, потім стоншували електролітичним поліруванням. Остаточне стоншення проводили електролітично.

Результати дослідження та їх обговорення. Мікроструктура дифузійного шару зразків 1-4 (див. табл. 1) після навуглецювання при температурі 1100 °С представляє собою аустенітно-карбідні колонії, переважно орієнтовані в напрямку дифузії вуглецю.

Морфологія карбідної складової (TiC) стрижнева, що пояснюється з позицій, опублікованих у роботі [10], малою об'ємною та поверхневою часткою карбіду (близько 10%). У такому випадку, виходячи з чисто

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

геометричного співвідношення об'ємної та поверхневої енергій, термодинамічно вигідніше зростання фази, що займає менший обсяг, у вигляді стрижня.

Мікроструктура навуглецьованого шару сплавів 1-4 мало різниться між собою (рис. 2). Фронт кооперативного перетворення залиється плоским. Перед фронтом виділяється невелика кількість надлишкових карбідів. Це пояснюється сильними карбідоутворюючими властивостями титану.

Згідно з [9] область гомогенного фериту при температурі 1100 °С не простягається далі 0,001 %С і отримання чисто феритного сплаву є дуже важким завданням. Тому в нашому випадку наявні у вихідному фериті дисперсні включення карбіду (або карбонітриду) титану є підложкою, на якій відбувається виділення карбіду титану при навуглецюванні. Виділення карбіду на підложці передує α→γ+TiC кооперативному перетворенню або відбувається одночасно з ним. Ферит навколо включень збіднюється титаном і не зазнає α→γ+TiC перетворення. Тому включення надлишкових карбідів у колоніях обрамлені ділянками гомогенного аустеніту.

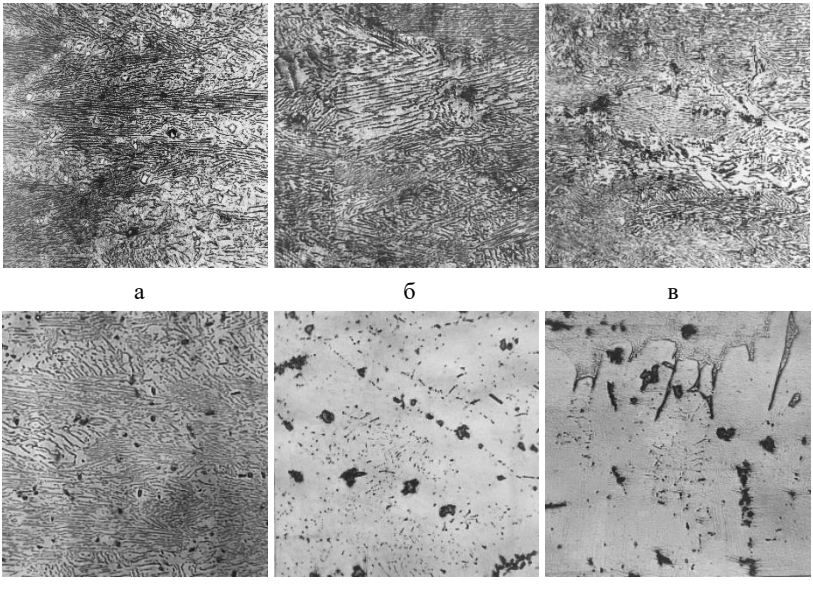


Рисунок 2 – Мікроструктура навуглецьованого шару дослідних сплавів: а – сплав 1, б – сплав 2, в – сплав 3, г – сплав 4, д – сплав 5, е – фронт перетворення в сплаві 5; х250

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Структура навуглецьованого при температурі 1100 °С сплаву 5 (див. табл. 1) різко відрізняється від структури сплавів 1-4. Через високий вміст хрому підвищується стабільність фериту, отже, виділення карбіду титану передує α→γ перекристалізації і перед фронтом перетворення виникає широка зона надлишкових карбідів. Внаслідок цього зменшується частка карбідної фази при α→γ+TiC перетворенні, і колоніальна структура не утворюється.

Структура дифузійного шару сплаву 5 після навуглецювання при температурі 1200 °С представлена на рис. 2 д. Видно, що підвищенням температури обробки до 1200 °С не вдається повністю подавити виділення надлишкових карбідів і вони присутні в структурі поряд з колоніальними. Об'ємна частка колоніальних карбідів значно менше, ніж у сплавах 1-4, по-перше, тому, що частина титану зв'язується у вигляді надлишкових карбідів і, по-друге, хром, знижуючи термодинамічну активність титану в твердому розчині, збільшує його розчинність.

Структура фронту перетворення представлена рисунку 2 е. Фронт нерівний, на ньому спостерігаються глибокі западини та виступи. Це пов'язано з неоднаковою розчинністю хрому у фериті, аустеніті та карбіді. При перекристалізації фериту в аустеніт і карбід відбувається перерозподіл хрому між фазами. Встановлюється квазістаціонарний процес, при якому ростуть аустеніт і карбід із середнім для сплаву вмістом хрому, а перед фронтом перетворення рухається його надлишок, витіснений у ферит на самому початку перекристалізації. Градієнт концентрації хрому перед фронтом створює градієнт рівноважної концентрації вуглецю при α→γ+TiC перетворенні. Оскільки коефіцієнт дифузії хрому у фериті приблизно на порядок менше, ніж вуглецю, то рівноважна концентрація вуглецю у фериті характеризується набагато більшим градієнтом, ніж істинна. Внаслідок цього виникає ефект, аналогічний ефекту концентраційного переохолодження при кристалізації сплаву. Ферит на деякому віддаленні від фронту перетворення пересичується вуглецем. У переважних умовах зростання виявляються випадкові виступи на фронті, фронт стає нестійким. Виступи проростають у ферит, западини, що утворюються між ними, збагачуються хромом і ферит у них стабілізується. Формується характерна коміркова структура фронту. При цьому виникають умови для тангенціального зростання колоніальних карбідів і вони набувають віялоподібної морфології.

Навуглецювання сплавів 1 при температурі 1000 °С показало, що за даної температури обробки збільшується кількість надлишкових карбідів.

Крім досліджень мікроструктури дифузійного шару з використанням

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

світлової мікроскопії, було проведено електрономікроскопічні дослідження тонкої структури аустенітно-карбідних колоній.

Тонка структура загартованих зразків сплавів 1-4 між собою не відрізняється і складалася з частково двійникованого мартенситу і волокон карбіду TiC (рис. 3 а). Мартенситні пластини переважно орієнтовані паралельно карбідним стрижням. Стрижні мають кубічне огранювання (рис. 3 б). Іноді спостерігали рядкові виділення карбіду по границях зерен (рис. 3 в). Мартенсит сплаву 5 відрізняється більш інтенсивним двійникуванням (рис. 3 г). Після відпуску при температурі 550 °С двійники у структурі зберігаються (рис. 3 д).

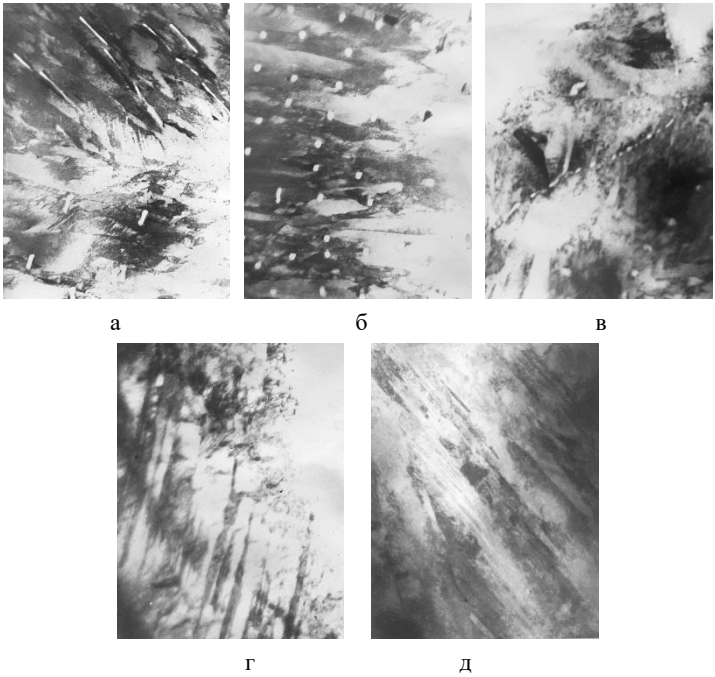
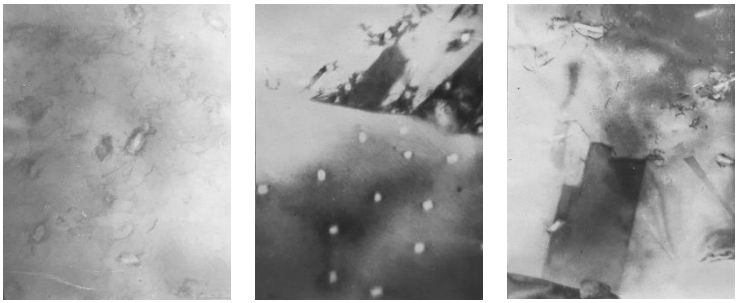


Рисунок 3 – Тонка структура навуглецьованого шару дослідних сплавів: а, б – х15000, в – х20000, г, д – х30000

Вивчення ділянок залишкового аустеніту показало, що аустенітна матриця колонії монокристалічна. Спостерігаються поодинокі дислокації на карбідних включеннях, що виникли, ймовірно, в результаті фазового наклепу (рис. 4 а). У той самий час зустрічаються зерна, вільні від дислокацій, попри близьке сусідство мартенситного пакета (рис. 4 б). Спостерігаються також дефекти пакування в аустенітній матриці (рис. 4 в). Спільні електронограми карбіду та

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

аустеніту показали наявність орієнтаційного співвідношення між цими фазами, що характеризується паралельністю кристалографічних площин та напрямків (решітки обох фаз ізоморфні – ГЦК) (рис. 5).



а б в

Рисунок 4 – Тонка структура залишкового аустеніту; х30000



Рисунок 5 – Спільна електронограма карбіда та аутеніта в аустенітно-карбідній колонії

Таким чином, проведені досліджені показали, що аустенітно-карбідна колонія є єдиним бікристалом.

Висновки

Теоретично обґрунтовано принцип вибору хімічного складу досліджуваних високолегованих залізних сплавів системи Fe-Cr-Ti-C, який дозволяє отримати визначене співвідношення фазових і структурних складових.

Здійснено аналіз фазових і структурних перетворень в процесі навуглецювання сплавів різного хімічного складу при різних температурах. Встановлена раціональна температура для здійснення навуглецювання, яка становить 1100 °С, при якій в дифузійному шарі зростають аустенітно-карбідні колонії на базі карбіду TiC, що направлені уздовж потоку вуглецю та перпендикулярно поверхні зразка.

Аналіз фронту α→γ перетворення показав, що формування коміркової структури фронту викликано перерозподілом легуючих

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

елементів перед фронтом перетворення.

Електрономікроскопічні дослідження тонкої структури аустенітно-карбідних колоній показали, що аустенітно-карбідна колонія є єдиним бікристалом. Мартенситні пластини переважно орієнтовані паралельно карбідним стрижням, які мають кубічне огранювання. Виявлено наявність орієнтаційного співвідношення між цими фазами, що характеризується паралельністю кристалографічних площин та напрямків.

Перелік посилань

1. Бунин К. П., Мовчан В. И., Педан Л. Г. Формирование пластинчато-стержневых карбидо-аустенитных колоний при насыщении сплава Fe-W-Cr-V-Mo углеродом. Изв. ВУЗов. Черная металлургия. 1973. №2. С. 123-126.
2. Бунин К. П., Мовчан В. И., Педан Л. Г. Структурообразование при изотермическом науглероживании железных сплавов легированных молибденом и вольфрамом. Изв. АН СССР. Металлы. 1975. №3. С. 164-168.
3. Мовчан В. И., Педан Л. Г., Иваница В. И. Формирование направленных аустенито-карбидных структур при науглероживании сложнолегированных сталей. МиТОМ. 1990. №8. с. 12-14.
4. Movchan O.V., Chornoivanenko K.O. In situ Composites: A Review. Progress in Physics of Metals. 2021. Vol. 22. No. 1. P. 58-77. https://doi.org/10.15407/ufm.22.01.058
5. Мовчан О. В., Чорноіваненко К. О. Утворення in situ композитів при навуглецюванні хромистої сталі. Міжнародна наукова конференція «Матеріали для роботи в екстремальних умовах-10». Київ, 2020. С. 48-51.
6. Бачурін А. П., Мовчан О. В., Педан Л. Г. Чотирифазна реакція $\alpha \rightarrow \gamma + M_6C + M_{23}C_6$ при навуглецюванні сплавів Fe-Mo-Cr і Fe-W-Cr. Металознавство та обробка металів. 2001. №1-2. С. 18-21.
7. Мовчан О. В., Чорноіваненко К. О. Закономірності формування трифазного композиту при навуглецюванні сплавів системи Fe-W-V-C. Металургійна та гірничорудна промисловість. 2019. №5-6. С. 76-83. https://doi.org/10.34185/0543-5749.2019-5-6-76-83
8. Khvan A. V., Hallstedt B., Broeckmann C. A thermodynamic evaluation of the Fe–Cr–C system. Calphad. 2014. Vol. 46. P. 24-33. https://doi.org/10.1016/j.calphad.2014.01.002
9. Ohtani H., Tanaka T., Hasebe M., Nishizawa T. Calculation of the Fe-C-Ti ternary phase diagram. Calphad. 1988. Vol. 12. Iss. 3. P. 225-246. https://doi.org/10.1016/0364-5916(88)90003-X
10. F van der Ham, G.J Witkamp, J de Graauw, G.M van Rosmalen. Eutectic freeze crystallization simultaneous formation and separation of two solid phases // Journal of Crystal Growth. 1999. Vol. 198–199. Part 1. P. 744-748. https://doi.org/10.1016/S0022-0248(98)01003-3

References

1. Bunyn, K. P., Movchan, V. Y., & Pedan, L. H. (1973). Formyrovanye plastynchato-sterzhnevykh karbydo-austenytnykh kolonyi pry nasyshchenyy splava

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Fe-W-Cr-V-Mo uhlerodom. *Yzv. VUZov. Chernaia metallurhyia*, (2), 123-126

2. Bunyn, K. P., Movchan, V. Y., & Pedan, L. H. (1975). Strukturoobrazovanye pry yzotermycheskom nauhlerozhyvanyy zheleznykh splavov lehyrovannykh molybdenom y volframom. *Yzv. AN SSSR. Metally*, (3), 164-168

3. Movchan, V. Y., Pedan, L. H., Yvanytsa, V. Y. (1990). Formyrovanye napravlennykh austenyto-karbydnykh struktur pry nauhlerozhyvanyy slozhnolehyrovannykh stalei. *MyTOM*, (8), 12-14

4. Movchan, O. V., & Chornoivanenko, K. O. (2021). In situ Composites: A Review. *Progress in Physics of Metals*, 22(1), 58-77. https://doi.org/10.15407/ufm.22.01.058

5. Movchan, O. V., & Chornoivanenko, K. O. (2020). Utvorennia in situ kompozytiv pry navuhletsiuvanni khromystoi stali. *Mizhnarodna naukova konferentsiia "Materialy dlia roboty v ekstremalnykh umovakh-10". Kyiv.* P. 48-51

6. Bachurin, A. P., Movchan, O. V., & Pedan, L. H. (2001). Chotyryfazna reaktsiia $\alpha \rightarrow \gamma + M_6C + M_{23}C_6$ pry navuhletsiuvanni splaviv Fe-Mo-Cr i Fe-W-Cr // *Metaloznavstvo ta obrobka metaliv*, (1-2), 18-21

7. Movchan, O. V., & Chornoivanenko, K. O. (2019). Zakonomirnosti formuvannia tryfaznoho kompozytu pry navuhletsiuvanni splaviv systemy Fe-W-V-C. *Metalurhiina ta hirnychorudna promyslovist*, (5-6), 76-83. https://doi.org/10.34185/0543-5749.2019-5-6-76-83

8. Khvan, A. V., Hallstedt, B., & Broeckmann, C. (2014). A thermodynamic evaluation of the Fe–Cr–C system. *Calphad*, 46, 24-33. https://doi.org/10.1016/j.calphad.2014.01.002

9. Ohtani, H., Tanaka, T., Hasebe, M., & Nishizawa, T. (1988). Calculation of the Fe-C-Ti ternary phase diagram. *Calphad*, 12(3), 225-246. https://doi.org/10.1016/0364-5916(88)90003-X

10. F van der Ham, G. J Witkamp, J de Graauw, & G. M van Rosmalen (1999). Eutectic freeze crystallization simultaneous formation and separation of two solid phases. *Journal of Crystal Growth*, 198–199, Part 1, 744-748. https://doi.org/10.1016/S0022-0248(98)01003-3

O. V. Movchan[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-1543-7160
K. O. Chornoivanenko[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0003-1613-7784

[1] *Ukrainian State University of Science and Technology*

REGULARITIES OF PHASE AND STRUCTURAL TRANSFORMATIONS IN THE Fe-Cr-Ti-C SYSTEM DURING CARBURINATION

Abstract. Diffusion carburization of ferrite alloyed with carbide-forming stabilizing ferrite components under certain conditions leads to the cooperative disintegration of ferrite into austenite and special carbide with the formation of eutectoid-like plate-rod colonies. Studying the conditions for the formation of austenite-carbide colonies shows that the driving force behind the growth of colonies is the influx of carbon. At the same time, it is necessary that carburization of ferrite simultaneously leads to austenitization and carbide formation. The analysis of the diagrams of the composition

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

of the Fe-Cr-C and Fe-Ti-C experimental systems with different contents of carbide-forming elements showed that at a certain concentration and temperature, cooperative disintegration of ferrite into austenite and carbides is possible. The regularities of structure formation and phase transformations in the surface layer during carburization were determined depending on the processing parameters. The temperature interval for the formation of austenite-carbide colonial structures, similar to eutectoid ones, which are a natural composite material, during carburization of highly alloyed iron alloys of the Fe-Cr-Ti-C system as a result of joint and simultaneous carbide formation and recrystallization has been established. Complex research methods established the transformation patterns of the $\alpha \rightarrow \gamma$ transformation front. It is shown that the formation of the cellular recrystallization front is carried out under the influence of concentration gradients caused by the redistribution of the main alloying element in front of the transformation front. Electron microscopic studies of the austenite-carbide colonies were conducted, which showed that the austenite-carbide colony is a single bicrystal. Martensitic plates are mainly oriented parallel to the carbide rods, which have a cubic facet. Joint electronograms of carbide and austenite showed the presence of an orientational relationship between these phases.

Keywords: carburization, diffusion, phase transformation, carbide formation, colonies, state diagram

For citation: Movchan, O. V., & Chornoivanenko, K. O. (2024). Regularities of phase and structural transformation in the Fe-Cr-Ti-C system during carburization. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 632-643. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-632-643

Стаття надійшла до редакції збірника 01.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-644-655
УДК 669.13.111.2.017:620.18:001.8

Е. В. Парусов, д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-4560-2043
А. Ю. Борисенко, д.т.н., с.н.с., ORCID ID: 0000-0003-2120-0944
Е. В. Олійник, ORCID 0000-0002-3366-3746
І. М. Чуйко, к.т.н., ст. досл., ORCID 0000-0002-4753-614X
О. В. Парусов, к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-9879-6179

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ЗАСТОСУВАННЯ ФРАКТАЛЬНОГО АНАЛІЗУ ДЛЯ КІЛЬКІСНОЇ ОЦІНКИ ГРАФІТОВИХ ВКЛЮЧЕНЬ В СТРУКТУРІ ЧАВУНУ

Анотація. Застосування теорії фракталів під час аналізу або моделювання різних процесів формування структур та визначення їхнього зв'язку із властивостями матеріалу є найбільш поширеним, доступним і достовірним напрямом у матеріалознавстві. Мета роботи полягала у визначенні фрактальної розмірності графітових включень в залежності від їхньої форми та розподілу в структурі сірого чавуну. Пошук середньої фрактальної розмірності графітових включень проведено за допомогою комп'ютерної програми, алгоритм роботи якої полягає у визначенні найближчої збіжності значень фрактальних розмірностей, що обчислюються за допомогою клітинного та точкового методів. Наведено приклад застосування зазначеної комп'ютерної програми та алгоритму визначення фрактальних розмірностей графітових включень і металевої матриці, а також інших структурних складових сірого чавуну. Отримані розрахункові показники мають конкретні числові значення, тому у подальшому вони можуть бути використані для створення аналітичних моделей прогнозного визначення властивостей сірих чавунів в залежності від параметрів кінцевої структури. Показано, що за допомогою методу фрактального аналізу може бути вирішена задача стосовно достовірного й найбільш точного кількісного визначення графітних включень в структурі сірого чавуну. Розглянутий метод визначення фрактальної розмірності може бути корисним під час дослідження особливостей процесів структуроутворення та оцінки морфології графітових включень на різних стадіях оброблення сірих чавунів, починаючи з етапу виплавляння та завершуючи фінішною термічною обробкою. Додатково фрактальний аналіз може бути задіяно для визначення та оцінки впливу морфологічних параметрів графітових включень на формування показників якості сірих чавунів, що викликає певні труднощі при використанні традиційних методів кількісного аналізу. Подальші дослідження будуть сфокусовані на встановленні статистично значущих кореляційних зв'язків

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

фрактальної розмірності з властивостями сірих чавунів, зокрема зміни твердості з урахуванням утворення структур змішаного або перехідного типу.

Ключові слова: фрактальний аналіз, фрактальна розмірність, структура, сірий чавун, графітові включення, металева матриця

Посилання для цитування: Застосування фрактального аналізу для кількісної оцінки графітових включень в структурі чавуну / Е. В. Парусов, А. Ю. Борисенко, Е. В. Олійник, І. М. Чуйко, О. В. Парусов // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 644-655. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-644-655.

Вступ. Теорія фракталів та інформаційні показники фрактальних моделей свідчать про високу ефективність використання цієї системи наукових знань у різних галузях. У багатьох напрямах науки, які є різними за типами об'єктів дослідження та даних, накопичено достатню кількість інформації, що свідчить про істотну поширеність статечних закономірностей. При цьому переважну кількість кореляційних зв’язків можна описати, спираючись на фрактальні (мультифрактальні) моделі. Застосування теорії фракталів до аналізу або моделювання процесів структуроутворення та визначення їхнього зв’язку із властивостями матеріалу є найбільш поширеним, доступним та достовірним напрямом у матеріалознавстві [1-8].

Наразі активно вдосконалюються існуючі та створюються нові вироби зі сталей та сплавів, отримання яких у більшості випадків пов'язано з нерівноважними умовами. За даними чисельних досліджень кількісну оцінку елементів структури металевих матеріалів можна достовірно описати за допомогою теорії фракталів. Термін «фрактал» започатковано Б. Мандельбротом [9], а у сучасному розумінні фракталами є фігури, які мають властивості самоподібності або масштабної інваріантності.

Під час фрактального аналізу використовують математичний алгоритм виявлення єдиного чисельного параметра для описання структури металів та сплавів за різних видів обробок. Теорію фракталів успішно використовують на практиці для додаткового розуміння процесів структуроутворення в металевих матеріалах під час традиційного зварювання, селективного лазерного плавлення, аналізу поверхонь руйнування, прогнозного визначення властивостей, а також загального або залишкового ресурсу їх експлуатації [1, 3-13]. Застосування зазначеного підходу дозволяє встановити статистично значущі кореляційні зв’язки між фрактальною розмірністю різних структурних складових та фізико-механічними властивостями металевих матеріалів, зокрема границями плинності та міцності,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

твердістю, показниками пластичності, ударною в'язкістю тощо.

Авторами робіт [14, 15] встановлено, що впливаючи на фазово-концентраційну неоднорідність, оброблення розплаву та умови його кристалізації можна цілеспрямовано керувати структурою графіту та металевої матриці з метою гарантованого отримання заданих властивостей сірих чавунів. Водночас металографічний аналіз структури виливків із сірого чавуну показав, що процеси кристалізації починаються з формування комірчастої будови, яка має зв'язок з концентраційно-структурною неоднорідністю розплаву. Величина комірок спадково впливає на форму та тип розподілу графіту. Зменшення величини комірок призводить до зменшення розміру графітових включень та зміни типу їхнього розподілу від пластинчастої завихреної до гніздоподібної (класифікація за ГОСТ 3443-87) з одночасним формуванням міждендритного графіту в центральній частині виливків. При цьому міждендритний графіт обумовлює утворення фериту у металевій матриці, а графіт пластинчастої завихреної морфології сприяє формуванню перлітної або перлітно-феритної структури у сірих чавунах.

Оскільки формування структури металевої матриці у сірих чавунах істотно залежить від морфології, розміру, кількості та розподілу графітових включень, то існує потреба у створенні достовірного аналізу та доступного методу, який дозволить отримати статистично значущий кореляційний зв'язок параметрів структури із твердістю в залежності від фрактальної розмірності графітових включень.

Мета роботи – визначення фрактальної розмірності графітових включень в залежності від їхньої форми та розподілу в структурі сірого чавуну.

Методика дослідження. У якості вихідних даних обрано типові структури чавуну з пластинчастим графітом (ГОСТ 3443-87, додаток № 3, шкала 1). Для визначення фрактальної розмірності графітових включень використано комп'ютерну програму, яка створена авторами роботи [16] у програмному середовищі Microsoft Visual Basic. До базових засад роботи комп'ютерної програми закладено алгоритм визначення фрактальної розмірності за допомогою збіжності двох методів – клітинного та точкового.

Результати дослідження та їх обговорення. Відомо, що для кількісного опису фракталів достатньою умовою є визначення фрактальної розмірності або параметра, який описує збереженість статистичних характеристик при зміні масштабу. Аналіз традиційних методів дослідження структури металів і сплавів (світлова та електронна мікроскопія, кількісна металографії, рентгеноструктурний

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

аналіз) свідчить про те, що жоден з них не може бути універсальним і придатним для вирішення повного обсягу завдань щодо ідентифікації кількісних характеристик структури металевих матеріалів [9].

Під час класифікації графітових включень відповідно до вимог ГОСТ 3443-87 виходять з порівняльної оцінки фактичних структур чавуну з еталонними шкалами. Зазначений спосіб ідентифікації графітових включень вимагає від металографа певного досвіду та в деяких випадках ускладнює їхню класифікацію, особливо у разі утворення структур змішаного або перехідного типу.

У сучасних умовах, коли все більшого поширення набувають різноманітні комп'ютеризовані середовища, що призначені для проведення металографічних досліджень в автоматичному режимі, ідентифікацію графітових включень у структурі чавуну можна успішно вирішити за допомогою спеціальних комп'ютерних програм. Отже, авторами цієї роботи зроблена спроба визначення фрактальної розмірності графітових включень в залежності від їхньої форми та розподілу.

Фрактальний аналіз графітових включень у структурі сірого чавуну проводили у відповідності до вимог ГОСТ 3443-87 за методикою, сутність якої полягає у визначенні найближчої збіжності значень фрактальної розмірності (D), яку обчислювали за допомогою клітинного та точкового методів [17]. Фрактальна розмірність, обчислена за допомогою клітинного методу Ф. Хаусдорфа, визначали за формулою:

$$D = -\lim_{\delta \to 0} \frac{ln\, N(\delta)}{ln \delta}, \qquad (1)$$

де $N(\delta)$ – кількість клітин, якими покривають об'єкт дослідження із розміром клітини δ.

За цим методом відповідне зображення накривають серією кліток та визначають фрактальну розмірність, виходячи з поетапної зміни розмірів клітин.

Точковий метод є альтернативним підходом до клітинного методу обчислення фрактальної розмірності. За цим методом фрактал покривається квадратною сіткою, а її вузли є осередками [16, 17]. Кожен із осередків, який має з фракталом непустий перетин вважається однією точкою. Точковий метод принципово відрізняється від клітинного – у першому випадку підраховують кількість точок у клітці, а у другому – визначають кількість кліток, необхідних для покриття фракталу. Для спрощення обчислень приймали, що клітинки мають квадратну форму, а їхній розмір (L) приймали, як число осередків з кожної сторони фракталу. Якщо обмежитися непарними значеннями L,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

то у цьому випадку центральний осередок клітки буде рівновіддалений від усіх сторін. Спочатку обчислювали ймовірність $P(m, L)$ того, що клітка розміром L містить m точок (осередків) фракталу. Для цього навколо кожної точки фракталу, вважаючи її центральною, будували клітку розміром L і підраховували кількість точок, яка потрапляє до неї. Припустимо, що фрактал містить M точок, тоді ймовірність $P(m, L)$ дорівнює кількості кліток, що містять m точок (m = 1,….M) поділеному на M. Відзначимо, що сума всіх ймовірностей дорівнює одиниці:

$$\sum_{m=1}^{M} P(m, L) = 1 \qquad (2)$$

Очевидно, що кількість кліток N розміром L, що містять m точок, дорівнює $(M/m)\cdot P(m, L)$. Отже, кількість кліток, що покривають все зображення дорівнює:

$$N(L) = \sum_{m=1}^{K} (M/m)\cdot P(m, L) = M \sum_{m=1}^{K} (1/m) P(m, L), \qquad (3)$$

де K – можливе значення кількості точок у одній клітці.

Таким чином, усереднене значення кількості кліток ($\widetilde{N}$) розміром L, яке визначається за формулою (4) та є пропорційним L^{-D}, може бути використано для визначення фрактальної розмірності із використанням точкового методу:

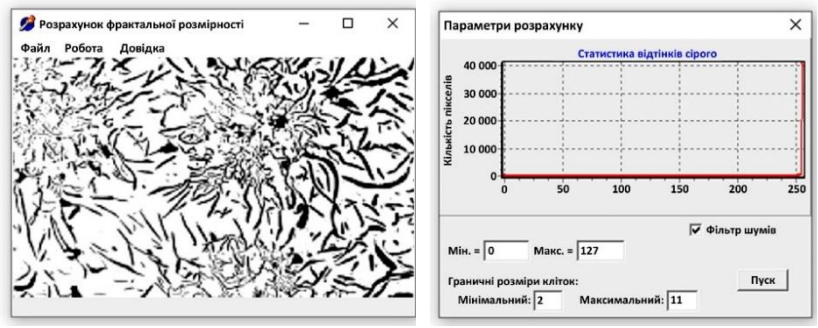
$$\widetilde{N}(L) = \sum_{m=1}^{K} (1/m)\cdot P(m, L) \sim L^{-D}, \qquad (4)$$

Після завантаження фотознімку зображення, що аналізується, до робочого вікна та виконання заданої кількості сканувань з різним кроком відбувається обробка чисельних значень, які зберігаються в пам'яті комп'ютерної програми (рис. 1). Перед проведенням сканування зображення визначається область кольору, яку займають графітові включення, тобто фрактальну розмірність досліджуваного елементу, який необхідно визначити. Колірна гама «0» відповідає чорному кольору, а колірна гама «255» – білому кольору. Інші кольори становлять перехід від чорного до білого з відтінками сірого кольору. Область кольору темних (графітові включення) та світлих (непротравлена матриця) елементів структури (рис. 1, а) визначаються програмою автоматично завдяки статистичному обліку відтінків сірого кольору (рис. 1, б). Додатково передбачена можливість встановлення меж діапазону кольору в ручному режимі. На рис. 1, б наведено межі діапазону кольору темних включень, які знаходяться в інтервалі від 0 до 127. При встановлені граничних розмірів кліток відбувається автоматичний розрахунок фрактальної розмірності.

На рис. 2, а наведено дві функції, які показують зміну значень фрактальної розмірності залежно від кроку та номера ітерації (розміру клітки). Для графітових включень програма автоматично обирає за тон

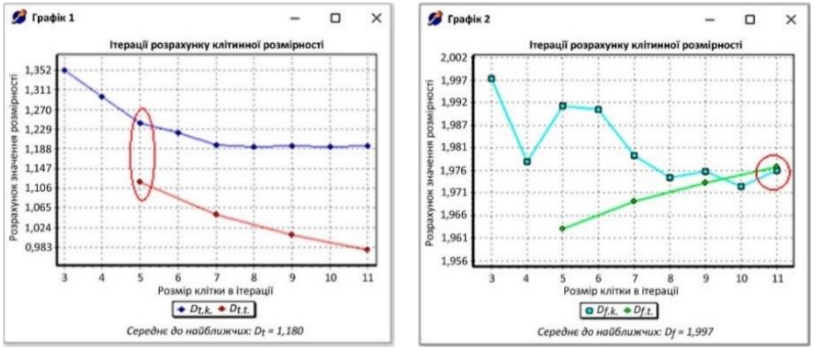
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

темні об'єкти зображення і далі відбувається обчислення фрактальної розмірності за допомогою двох методів: клітинного ($D_{t.k.}$) і точкового ($D_{t.t.}$). Аналогічно розраховували світлі (фонові) об'єкти зображення – дві функції для значень $D_{f.k.}$ і $D_{f.t.}$. Застосування такого підходу дозволяє визначити найбільш точне значення фрактальної розмірності, яке відповідає фактичній структурі залежно від розміру її елементів. Функції значень фрактальних розмірностей графіту на рис. 2 свідчать про їхню найбільшу збіжність на п'ятому кроці ітерації: для клітинного методу значення $D_{t.k.}$ становить 1,245, для точкового – $D_{t.t.}$ дорівнює 1,115, при середньому значенні 1,180 (D_t).



а б

Рисунок 1 – Програмна реалізація визначення фрактальної розмірності графіту: а – завантаження фотознімку до робочого вікна комп'ютерної програми; б – вихідні дані для проведення відповідних розрахунків



а б

Рисунок 2 – Визначення найбільшої збіжності значень фрактальної розмірності: а – графітові включення, розрахунок за клітинним ($D_{t.k.}$) і точковим ($D_{t.t.}$) методами; б – непротравлена металева матриця, розрахунок за клітинним ($D_{f.k.}$) і точковим ($D_{f.t.}$) методами

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

За результатами розрахунку середнє значення фрактальної розмірності для чавуну з розетковим типом розподілу графіту (рис. 1, а) склало 1,180. Функції значень фрактальних розмірностей непротравленої металевої матриці (рис. 2, б) мають найбільшу збіжність на одинадцятому кроці ітерації, для клітинного методу $D_{f.k.}$ становить 1,976, для точкового $D_{f.t.}$ дорівнює 1,978, при середньому значенні 1,977 (D_f).

Деякі з результатів розрахунку визначення фрактальної розмірності графітових включень, металевої матриці, а також довжини міжфазної границі графіт/металева матриця у структурі сірого чавуну (рис. 3) наведено у таблиці.

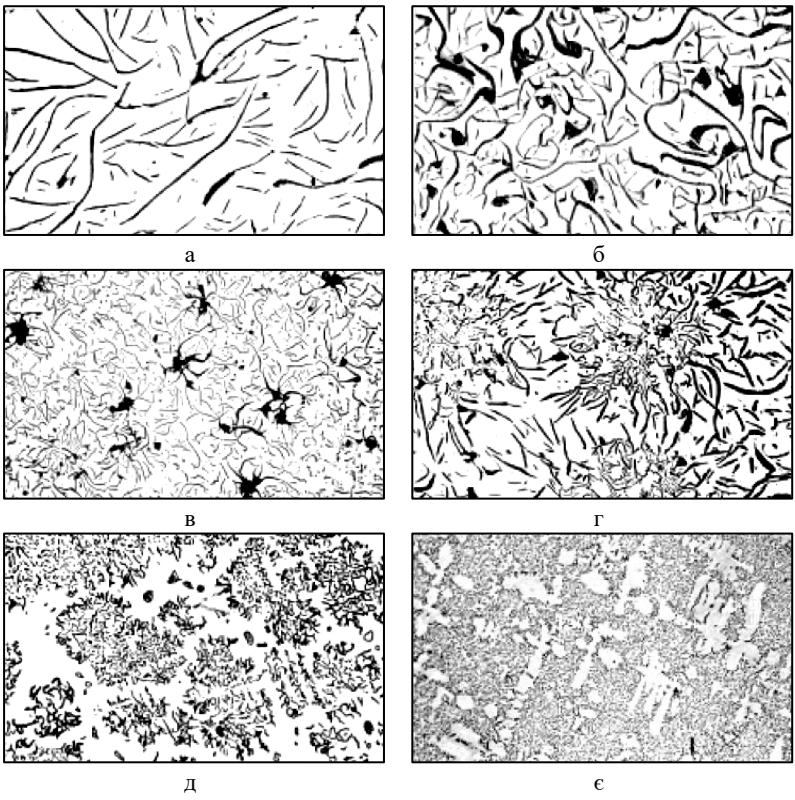


Рисунок 3 – Типові структури (×100) за формою та розподілом графітових включень у структурі сірого чавуну (додаток № 3, шкала № 1 за ГОСТ 3443-87): а – пластинчаста прямолінійна форма; б – пластинчаста завихрена форма; в – гніздоподібний розподіл; г – розетковий розподіл; д – розподіл у міждендритних колоніях; є – міждендритний точковий розподіл

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Отже, отримані значення фрактальної розмірності дозволяють розмежовувати класифікацію графітових включень за формою і розподілом у структурі чавуну, що відкриває додаткові можливості для створення універсального методу кількісної оцінки елементів структури із використанням фрактального аналізу.

У якості додаткового параметру, що враховує розподіл графітових включень у металевій матриці, може бути застосована лакунарність, яка характеризує міру того, як фрактал заповнює простір.

Розрахункові параметри, які наведено у таблиці 1, мають не описовий характер, а конкретні числові значення, тобто у подальшому вони можуть бути використані для створення аналітичних моделей щодо прогнозного визначення якості сірих чавунів в залежності від особливостей формування типу кінцевої структури. Додатково фрактальний аналіз може бути застосовано для визначення та оцінки впливу морфологічних параметрів графітових включень на формування показників якості сірих чавунів, що викликає певні труднощі при використанні традиційних методів кількісного аналізу.

Таблиця 1 – Кількісна оцінка елементів структури сірого чавуну за допомогою фрактального аналізу

Параметр	Типова структура					
	рис. 1, а	рис. 1, б	рис. 1, в	рис. 1, г	рис. 1, д	рис. 1, є
Фрактальна розмірність графіту (D_t)	1,180	1,328	1,344	1,539	1,590	1,799
Площа, яку займає графіт, %	7,71	16,41	21,88	20,82	19,07	62,83
Фрактальна розмірність матриці (D_f)	1,977	1,942	1,940	1,939	1,947	1,890
Площа, яку займає металева матриця, %	92,29	83,59	78,12	79,18	80,93	37,17
Довжина міжфазних границь графіт/металева матриця, пкс.	5820	8584	14112	13313	12698	21071

Висновки

Результати досліджень свідчать про те, що фрактальна розмірність виявляється чутливою до зміни форми та розподілу графітових включень у сірих чавунах і може бути використана в якості критерія

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

оцінки структурних змін, які істотно впливають на формування його властивостей. Беручи до уваги викладене, існують передумови для подальших досліджень, що будуть сфокусовані на встановленні статистично значущих кореляційних зв'язків фрактальної розмірності з властивостями сірих чавунів, зокрема зміни твердості з урахуванням утворення структур змішаного або перехідного типу.

Перелік посилань

1. Xue X., Lin K., Yu W., Wu Z., Shen M., Xue T. Fractal theory-based contact analysis of surface microtextured involute spline coupling. *Tribology International*. 2024. Vol. 200. 110055. https://doi.org/10.1016/j.triboint.2024.110055

2. Kotowski P. Fractal dimension of metallic fracture surface. *International Journal of Fracture*. 2006. Vol. 141. P. 269–286. https://doi.org/10.1007/s10704-006-8264-x

3. Lung C. W., Zhang S. Z. Fractal dimension of the fractured surface of materials. *Physica D: Nonlinear Phenomena*. 1989. Vol. 38(1–3). P. 242–245. https://doi.org/10.1016/0167-2789(89)90200-5

4. Trefilov V. I., Kartuzov V. V., Minakov N. V. Fractal dimension of fracture surfaces. *Metal Science and Heat Treatment*. 2001. Vol. 43. P. 95–98. https://doi.org/10.1023/A:1010537031635

5. Kabaldin Yu. G., Anosov M. S., Chernigin M. A. Estimation of structural damage in structural alloys obtained on the basis of 3D printing by electric arc welding based on fractal analysis of microstructures. *Chernye Metally*. 2023. Vol. 3. P. 65–73. https://doi.org/10.17580/chm.2023.03.11

6. Штофель О. О. Застосування методу фрактального аналізу до вивчення структури металу. *Металознавство та обробка металів*. 2019. Т. 91. № 3. С. 40–46.

7. Shtofel O., Holovko V., Chyzhska T. Фрактальний та металографічний аналізи як інноватика у забезпеченні якості металевої продукції. *Innovative Approaches to Ensuring the Quality of Education, Scientific Research and Technological Processes* : Publishing House of University of Technology, Katowice, Poland, 2021. P. 1013–1018.

8. Штофель О. О., Рабкина М. Д. Застосування методу фрактального аналізу до вивчення зміни властивостей металу. *Вісник КПІ*. Серія Приладобудування. 2019. Вип. № 58(2). С. 28–33. https://doi.org/10.20535/1970.58(2).2019.189335

9. Штофель О. О. Вдосконалення методу фрактального аналізу для оцінки взаємозв'язку структури і властивостей конструкційних сталей : дис. канд. техн. наук : 05.16.01. Київ, 2021. 163 с.

10. Штофель О. О., Головко В. В., Чижська Т. Г. Застосування фрактального та металографічного аналізів для оцінки якості металу зварних швів. *Автоматичне зварювання*. 2021. № 5. С. 70–74. https://doi.org/10.37434/as2021.05.11

11. Shtofel O. O., Chizhskaya T. G., Kulieznova S. S. Metallographic studies of vessel steel samples: ДС, 35Г/40Г and steel 20 by fractal analysis. *Journal of Multidisciplinary Engineering Science Studies* (JMESS). 2020. Vol. 6. Iss. 2. P. 3047–3050.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

12. Усов В. В., Рабкіна М. Д., Шкатуляк Н. М., Рибак Н. І., Штофель О. О. Застосування фрактального аналізу при діагностиці технічного стану елементів металоконструкцій. *Технічна діагностика та неруйнівний контроль*. 2022. № 1. С. 22–30. https://doi.org/10.37434/tdnk2022.01.02

13. Тороп В. М., Рабкіна М. Д., Штофель О. О., Усов В. В., Шкатуляк Н. М., Савчук О. С. Про причини руйнування арматурних канатів захисних оболонок енергоблоків АЕС. *Фізико-хімічна механіка матеріалів*. 2018. Т. 54. № 2. С. 98–106. URL: http://nbuv.gov.ua/UJRN/PHKhMM_2018_54_2_14

14. Борисенко А. Ю., Левченко Г. В. Вплив ліквації на утворення графіту у чавунах. *Наука і металургія* : всеукраїнська науково-технічна конференція, 14-16 листопада 2023 р., м. Дніпро, ІЧМ НАНУ, 2023. С. 55. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-conferens.

15. Борисенко А. Ю., Левченко Г. В. Спадковість сірих чавунів. *Наука і металургія :* всеукраїнська науково-технічна конференція, 14-16 листопада 2023 р., м. Дніпро, ІЧМ НАНУ, 2023. С. 70. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-conferens.

16. Спосіб визначення фрактальної розмірності зображення : деклараційний патент 51439 Україна. № 2002042586 ; заявл. 02.04.2002 ; опубл. 15.11.2002, Бюл. № 11, 6 с.

17. Большаков В. И., Волчук В. Н., Дубров Ю. И. Фракталы в материаловедении. Днепропетровск : ПГАСА, 2006. 253 с.

References

1. Xue, X., Lin, K., Yu, W., Wu, Z., Shen, M., & Xue, T. (2024). Fractal theory-based contact analysis of surface microtextured involute spline coupling. *Tribology International*, 200, 110055. https://doi.org/10.1016/j.triboint.2024.110055

2. Kotowski, P. (2006). Fractal dimension of metallic fracture surface. *International Journal of Fracture*, 141, 269-286. https://doi.org/10.1007/s10704-006-8264-x

3. Lung, C. W., & Zhang, S. Z. (1989). Fractal dimension of the fractured surface of materials. *Physica D: Nonlinear Phenomena*, 38(1-3), 242-245. https://doi.org/10.1016/0167-2789(89)90200-5

4. Trefilov, V. I., Kartuzov, V. V., & Minakov, N. V. (2001). Fractal dimension of fracture surfaces. *Metal Science and Heat Treatment*, 43, 95-98. https://doi.org/10.1023/A:1010537031635

5. Kabaldin, Yu. G., Anosov, M. S., & Chernigin, M. A. (2023). Estimation of structural damage in structural alloys obtained on the basis of 3D printing by electric arc welding based on fractal analysis of microstructures. *Chernye Metally*, (3), 65-73. https://doi.org/10.17580/chm.2023.03.11

6. Shtofel, O. O. (2019). Zastosuvannia metodu fraktalnoho analizu do vyvchennia struktury metalu [Application of the method of fractal analysis to the study of the metal structure]. *Metal science and metal processing*, 91(3), 40-46. [In Ukrainian].

7. Shtofel, O., Holovko, V., & Chyzhska, T. (2021). Fraktalnyi ta metalohrafichnyi analizy iak innovatyka u zabezpechenni iakosti metalevoi produktsii [Fractal and metallographic analyzes as an innovation in ensuring the quality of metal products]. *Innovative Approaches to Ensuring the Quality of Education, Scientific*

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Research and Technological Processes, Publishing House of University of Technology, Katowice, Poland, 1013-1018. [In Ukrainian].

8. Shtofel, O. O., & Rabkina, M. D. (2019). Zastosuvannia metodu fraktalnoho analizu do vyvchennia zminy vlastyvostei metalu [Application of the method of fractal analysis to the study of changes in metal properties]. *KPI Bulletin. Instrumentation series*, 58(2), 28-33. [In Ukrainian]. https://doi.org/10.20535/1970.58(2).2019.189335

9. Shtofel, O. O. (2021). Vdoskonalennia metodu fraktalnoho analizu dlia otsinky vzaemozv'iazku struktury i vlastyvostei konstruktsiinykh stalei [Improvement of the method of fractal analysis to assess the relationship between the structure and properties of structural steels], Ph. D. thesis: 05.16.01, Kyiv. [In Ukrainian].

10. Shtofel, O. O., Holovko, V. V., & Chyzhska, T. G. Zastosuvannia fraktalnoho ta metalohrafichnoho analiziv dlia otsinky iakosti metalu zvarnykh shviv [Application of fractal and metallographic analyzes to assess the quality of the metal of welds]. *Automatic Welding*, (5), 70-74. [In Ukrainian]. https://doi.org/10.37434/as2021.05.11

11. Shtofel, O. O., Chizhskaya, T. G, & Kulieznova, S. S. (2020). Metallographic studies of vessel steel samples: DS, 35G/40G and steel 20 by fractal analysis. *Journal of Multidisciplinary Engineering Science Studies* (JMESS), 6(2), 3047-3050.

12. Usov, V. V., Rabkina, M. D., Shkatuliak, N. M., Rybak, N. I., & Shtofel, O. O. (2022). Zastosuvannia fraktalnoho analizu pry diahnostytsi tekhnichnoho stanu elementiv metalokonstruktsii [The use of fractal analysis in the diagnosis of the technical condition of elements of metal structures]. *Technical Diagnostics and Non-Destructive Testing*, (1), 22-30. [In Ukrainian]. https://doi.org/10.37434/tdnk2022.01.02 (in Ukrainian).

13. Torop, V. M., Rabkina, M. D., Shtofel, O. O., Usov, V. V., Shkatuliak, N. M., & Savchuk, O. S. (2018). Pro prychyny ruinuvannia armaturnykh kanativ zahysnykh obolonok enerhoblokiv AES [About the reasons for the destruction of reinforcing cables of protective shells of NPP power units]. *Physicochemical Mechanics of Materials*, 54(2), 98-106. [In Ukrainian]. URL: http://nbuv.gov.ua/UJRN/PHKhMM_2018_54_2_14

14. Borisenko, A. Yu., & Levchenko, G. V. (2023, November 14-16). Vplyv likvatsii na utvorennia hrafitu u chavunakh [The influence of liquation on the formation of graphite in cast irons]. *Science and Metallurgy*, All-Ukrainian Scientific and Technical Conference, Dnipro, Ukraine, 55. [In Ukrainian]. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-conferens

15. Borisenko, A. Yu., & Levchenko, G. V. (2023, November 14-16), Spadkovist sirykh chavuniv [Heredity of gray cast irons]. *Science and Metallurgy*, All-Ukrainian Scientific and Technical Conference, Dnipro, Ukraine, 70. [In Ukrainian]. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-conferens

16. Bolshakov, V. I., Dubrov, Yu. I., Kryulin, F. V., & Volchuk, V. M. (2002). Patent of Ukraine No. 51439A, Ukraine: Ukrpatent.

17. Bolshakov, V. I., Volchuk, V. N., & Dubrov, Yu. I. (2005). *Fraktaly v materialovedenii* [Fractals in Materials Science]. PSACEA. [In Russian].

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

E. V. Parusov[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-4560-2043
A. Yu. Borisenko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-2120-0944
E. V. Oliinyk[1], ORCID 0000-0002-3366-3746
I. M. Chuiko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-4753-614X
O. V. Parusov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-9879-6179

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

APPLICATION OF FRACTAL ANALYSIS FOR QUANTITATIVE EVALUATION OF GRAPHITE INCLUSIONS IN THE CAST IRON STRUCTURE

Abstract. The application of the theory of fractals in materials science during the analysis or modeling of various types of structures and their relationship with material properties is the most widespread, accessible and reliable direction. The purpose of the work was to determine the fractal dimension of graphite inclusions depending on their shape and distribution in the structure of gray cast iron. The search for the average fractal dimension of graphite inclusions was carried out in a computer program, the essence of which is to determine the closest convergence of fractal dimension values calculated using cell and point methods. An example of the application of the specified computer program and algorithm for determining the fractal dimensions of graphite inclusions and the metal matrix, as well as other structural elements of gray cast iron, is provided. The obtained calculated values have specific numerical values, therefore, in the future, they can be used to create analytical models for the predictive determination of the quality of gray cast iron depending on the type of final structure. It is shown that the problem of reliable and most accurate quantitative determination of graphite inclusions in the structure of gray cast iron can be solved using the method of fractal analysis. The considered method for determining the fractal dimension can be useful when studying the features of structure formation processes and evaluating the evolution of graphite inclusions at different stages of gray cast iron processing, starting from the smelting stage and ending with the final heat treatment. In addition, fractal analysis can be used to determine and evaluate the influence of morphological parameters of graphite inclusions on the formation of gray cast iron quality indicators, which cannot be achieved using traditional methods of quantitative analysis. Further research will be aimed at establishing statistically significant correlations of the fractal dimension with the properties of gray cast irons, in particular the behavior of the hardness change taking into account the formation of mixed or transitional type structures.

Key words: fractal analysis, fractal dimension structure, gray cast iron, graphite inclusions, metal matrix

For citation: Parusov, E. V., Borisenko, A. Yu., Oliinyk, E. V., Chuiko, I. M., & Parusov, O. V. (2024). Application of fractal analysis for quantitative evaluation of graphite inclusions in the cast iron structure. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 644-655. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-644-655.

Стаття надійшла до редакції збірника 06.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-656-671

УДК 691.735:621.893

І. Р. Поворотня[1], к.т.н., н.с., ORCID 0000-0001-5872-7403
О. А. Сафронова[1], м.н.с., аспірантка, ORCID 0000-0002-4032-4275
Р. В. Подольський[1], Ph. D., н.с., ORCID 0000-0002-0288-0641
Е. В. Олійник[1], аспірант, ORCID 0000-0002-3366-3746

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ВПЛИВ ХІМІЧНОГО СКЛАДУ НА ФАЗОВУ СТРУКТУРУ І ТВЕРДІСТЬ ВУГЛЕЦЕВОЇ СТАЛІ ДЛЯ ЗАЛІЗНИЧНИХ ОСЕЙ ПІСЛЯ ДЕФОРМАЦІЇ ТА ТЕРМІЧНОЇ ОБРОБКИ

Анотація. Зважаючи на чималу кількість комплексних підходів із застосуванням інформаційних технологій до обґрунтування вибору вмісту хімічних елементів в сталі та закладених у них обмеженнях, запропоновано використання концепції спрямованого хімічного зв'язку, що забезпечує високу прогнозну точність та одержання необхідних її властивостей на затребуваному споживачем рівні. В роботі виконаний аналіз вимог нормативної документації щодо хімічного складу, а саме вмісту основних компонентів таких як вуглець, марганець і кремній, в сталі для залізничних осей марок EA1N, F і OC. Були застосовані інформаційні технології з використанням концепції спрямованої міжатомної взаємодії, коли критерії є комплексними та характеризують весь склад одночасно, а також отримані лінійні закономірності впливу інтегрального показника хімічного складу на твердість. Метою дослідження є встановлення закономірностей впливу хімічного складу на формування і трансформацію фазової структури та твердості після деформації і термічної оброки вуглецевої сталі для залізничних осей. Об'єктом досліджень були лабораторні злитки вуглецевих сталей, які співставні за хімічним складом зі сталями для залізничних осей відповідно до державного, європейського та американського стандартів. Виготовлені з них зразки піддавалися гарячій пластичній деформації (ГПД) з наступною термічною обробкою (ГПД+ТО). Проведений мікроструктурний аналіз досліджуваних сталей. Виявлено закономірності впливу хімічного складу на співвідношення фаз та твердість досліджених сталей у різних станах: литому, після ГПД та ГПД+ТО з використанням концепції спрямованого хімічного зв'язку. Встановлено, що за інтегрального параметру зарядового стану (Z^Y) менше 1,20 е, тобто за певного хімічного складу в досліджуваному інтервалі значень, твердість сталі у стані після ГПД перевищує твердість такої сталі у стані після ГПД+ТО.

Ключові слова: залізничні осі, національний стандарт, хімічний склад, механічні властивості, мікроструктура.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Посилання для цитування: Поворотня І. Р., Сафронова О. А., Подольський Р. В., Олійник Е. В. Вплив хімічного складу на фазову структуру і твердість вуглецевої сталі для залізничних осей після деформації та термічної обробки. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 656-671. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-656-671.

Стан питання. Необхідною умовою експлуатації залізничного транспорту є його безпека, яка визначається рівнем показників якості металу окремих вузлів, деталей і елементів [1]. Ці показники відображені у вітчизняних, зарубіжних і міжнародних стандартах на залізничні осі. Проведений аналіз вимог вітчизняних, міжнародних і зарубіжних стандартів [2-15] на катані і ковані осі показав, що осі для залізничного транспорту виготовляють в основному з вуглецевої спокійної сталі звичайної якості.

Порівнянням цих вимог встановлено, що найнижчий вміст вуглецю має марка EA1N (0,35-0,40%C по мас.), а найвищий вміст вуглецю вимагає стандарт для осьової сталі марки F (0,45-0,59%C по мас.). В свою чергу марка сталі ОС має вищий вміст вуглецю, ніж в сталі EA1N, але в порівнянні з маркою F його вміст має нижчі показники (0,42-0,50%C по мас.).

У результаті порівняння вмісту марганцю встановлено, що його найбільшу кількість містить сталь марки EA1N – в діапазоні 0,9-1,2% мас., трохи менший вміст регламентують вимоги для сталі F – 0,45-0,59% мас., а найменший вміст цього елементу в сталі ОС.

По вмісту кремнію для сталі F у вимогах встановлений діапазон у кількості 0,3-0,5% ваг. Для сталі EA1N кількість кремнію стандарт обмежує лише по мінімальній кількості – 0,15% мас. Для осьової сталі ОС кількість кремнію має бути в рамках 0,15-0,35% мас. Припустимий вміст основних хімічних елементів в сталях марок ОС, EA1N і F показаний на рисунку 1.

Щодо вмісту ванадію для марки F встановлений вміст в діапазоні 0,02-0,8%V мас., а для марки EA1N передбачено обмеження максимального його вмісту на рівні 0,06%, мас. В сталі марки ОС ванадію у вмісті не передбачено.

Щодо вмісту шкідливих домішок європейський стандарт EN 13261:2003 (марка сталі EA1N) має більш жорсткі вимоги до вмісту сірки (<0,015%мас.) та фосфору (<0,02% мас.). В українському стандарті ДСТУ 31334:2009 вміст сірки і фосфору обмежують до 0,4% мас., а за американськими вимогами AAR M-101-2017 фосфору в сталі має бути не більше 0,0045% мас. та сірки не більше ніж 0,05% мас.

Вимоги щодо вмісту нікелю та міді за українським та європейським стандартами мають відповідний близький рівень вимог: для марки ОС

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ni – не більше 0,3% мас., а Cu <0,25% мас.; для марки EA1N вміст нікелю і міді обмежується вмістом <0,3% мас. В американському стандарті вимоги до цих елементів відсутні. До вмісту хрому і молібдену норми присутні лише для однієї із трьох аналізованих сталей – у європейській марці EA1N (Cr <0,3% мас., Mo <0,08% мас.).

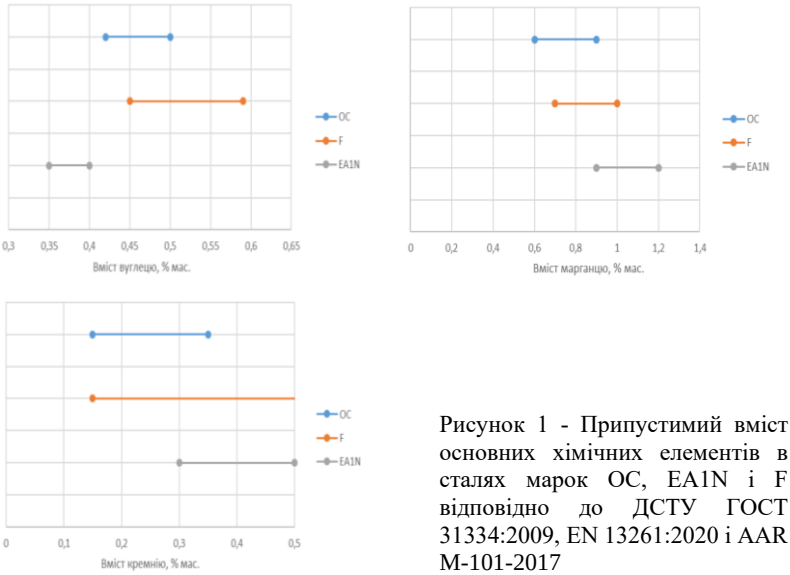


Рисунок 1 - Припустимий вміст основних хімічних елементів в сталях марок ОС, EA1N і F відповідно до ДСТУ ГОСТ 31334:2009, EN 13261:2020 і AAR M-101-2017

Як показав аналіз вимог світових та вітчизняного стандартів, існуючі марки сталей для залізничних осей мають досить широкий інтервал припустимого вмісту основних елементів, що може значно впливати на формування структури та властивостей залізничних осей. У зв'язку з цим, особливого значення набуває встановлення найбільш раціонального складу сталей, що є запорукою підвищення надійності та безпеки залізничного транспорту.

Методика дослідження. Існуючі підходи до оптимізації хімічного складу сталі, що забезпечує необхідні механічні властивості та структурний стан сталей, як правило, базуються на статистичних моделях «склад-властивість», що не відображають фізико-хімічні аспекти поведінки багатокомпонентного розплаву на заключних стадіях технології отримання готової продукції (фазові перетворення тощо). Аналіз впливу хімічного складу в межах відомих марок сталей, що був виконаний в роботі, базується на основі концепції спрямованого хімічного зв'язку [16], який розглядає металевий розплав як хімічно єдину систему.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Оскільки фазові перетворення є наслідком міжатомної взаємодії в багатокомпонентному розплаві, на першому етапі здійснюється «згортка» хімічного складу за допомогою використання інтегральних параметрів зарядового (Z^Y) та структурного (d) станів, які розраховуються як результат попарної взаємодії всіх його m компонентів.

Параметр Z^Y визначається шляхом усереднення ефективних зарядів усіх типів зв'язків $i - j$ з довжиною зв'язку d:

$$Z^Y = \sum_{k=1}^{m} \frac{\lg Ru_k^o - \lg(d/2)}{tg\alpha_k} \cdot n_k^2 + 2 \cdot \sum_{k=1}^{m-1} \sum_{l=k+1}^{m} n_k \cdot n_l \cdot \Delta e_{kl}^{"},$$

де n_k - мольна доля, Ru_k^o - радіус неполяризованого атома, $tg\alpha_k$ - параметр, який характеризує зміну електронної щільності при іонізації атома k-того компонента.

Реалізація процедур «згортки» хімічного складу багатокомпонентних залізовуглецевих розплавів за запропонованою методикою здійснюється у програмному модулі «Метал» [16]. Хімічна індивідуальність, реакційна здатність, хімічний та структурний стан досліджуваних розплавів виражається через поєднання зазначених вище інтегральних параметрів (Z^Y, e; d, 10^{-1}нм; $tg\alpha$). Введення перелічених параметрів знижує параметричність моделей та підвищує їх фізичність.

Матеріалом дослідження були сталі лабораторного виготовлення, що є співставними за хімічним складом зі сталями для залізничних осей відповідно до державного стандарту ДСТУ ГОСТ 4728:2014 (марка ОС), європейського стандарту EN 13261:2009 (марка EA1N) та американського стандарту AAR M-101-2017 (марка F) (табл. 1) [17].

Була проведена гаряча пластична деформація (далі ГПД) з використанням гідравлічної випробувальної машини ЦД-40 шляхом осаджування на величину 50% за температури нагрівання проб під ГПД 1260ºС.

Зразки, що пройшли ГПД, охолоджували на спокійному повітрі. З отриманих проб виготовляли заготовки під зразки для їх подальшої термічної обробки (далі - ТО) за режимом нормалізації від 850 ºС з охолодженням на спокійному повітрі. Така обробка відповідає режимам, що застосовуються при виробництві залізничних осей.

Твердість дослідних сталей контролювали згідно ДСТУ ISO 6506-1:2007 «Матеріали металеві. Визначення твердості за Брінеллем. Частина 1. Метод випробування» стальною кулькою ø10 мм при зусиллі 29430 Н (3000 кгс).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Результати досліджень. Результати металографічного аналізу зразків з №1 і №9, де вміст вуглецю однаковий, але відчутно відрізняється вміст інших основних елементів в литому стані, після ГПД і після ГПД+ ТО наведено на рисунку 2.

Як показав аналіз отриманих результатів вимірювання твердості розкид значень відносно середнього ($HB_{max} - HB_{min})/HB_{aver}$ для сталей, співставних за хімічним складом зі сталями для залізничних осей марки EA1N та ОС, в досліджуваних межах зміни хімічного складу для різних станів оброблення складає в середньому близько 9% (від 5% до 13%). Для сталей, співставних за хімічним складом зі сталлю для залізничних осей марки F аналогічний показник складає більше 20% для кожного зі станів, що є достатньо відчутним та може впливати на тривалість експлуатації осей.

Структура досліджуваного металу ферито-перлітна, в якій після проведення ГПД і ГПД+ТО відбулася зміна кількості структурних складових та підвищилась твердість. При цьому важливо враховувати морфологію структурних складових, особливості їх будови, які здобуваються внаслідок оброблення сталі.

На попередніх етапах дослідження було виконано аналіз впливу вмісту та співвідношення окремих елементів на кількість структурних складових та твердість [18], однак не вдалося отримати надійні та стійкі закономірності впливу з високим значенням коефіцієнту апроксимації. Аналіз результатів показував лише фрагментарний вплив окремих елементів, оскільки в лабораторних плавках складно зафіксувати та зробити постійним вміст всіх інших елементів, окрім досліджуваного через малий обсяг печі і неможливість виконання поточного хімічного аналізу в процесі плавки. Подальшим розвитком попередніх досліджень стало застосування інформаційних технологій з використанням концепції спрямованої міжатомної взаємодії, коли критерії є комплексними та характеризують весь склад одночасно.

Була виконана процедура «згортки» хімічного складу багатокомпонентних залізовуглецевих розплавів у програмному модулі «Метал». Проведено аналіз впливу хімічного складу на значення параметрів міжатомної взаємодії компонентів сталі.

Вуглець є одним із основних матричних елементів, при збільшенні вмісту якого значно зменшується між'ядерна відстань, а також зі збільшенням вуглецю виявлено зростання значень параметрів $tg\alpha$ та ρl. Найбільш тісний зв'язок встановлено для вмісту вуглецю та Z^Y – параметру зарядового стану системи (рис. 5).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 1 – Вміст основних хімічних елементів та параметри їх міжатомної взаємодії, кількість фаз та середня твердість дослідних плавок

Марка	№	Основні елементи, % мас.			Параметри міжатомної взаємодії хімічних елементів			Литий стан			Гаряча пластична деформація			Термічна обробка		
								Структурна складова,%		НВ	Структурна складова,%		НВ	Структурна складова,%		НВ
		C	Si	Mn	Z^{ε}, e	d,10^{-1}нм	$tg\ \alpha$	ρl, e /нм	П	Ф		П	Ф		П	Ф	
F	C2	0,52	0,42	0,69	1,21528	2,732	0,08877	3,5873	75,34	24,66	187,0	93,56	6,44	211,0	81,1	18,9	217,0
F	C3	0,51	0,37	0,63	1,21087	2,734	0,08875	3,58463	67,54	32,46	197,0	93,15	6,85	213,5	79,66	20,34	212,0
F	C4	0,51	0,31	0,56	1,20703	2,736	0,08877	3,58251	78,71	21,29	187,0	94,15	5,85	200,0	75,68	24,32	201,0
EA1N	1	0,39	0,12	0,60	1,18823	2,759	0,08851	3,55989	76,30	23,70	152,5	81,39	18,62	177,8	62,34	37,66	170,0
F	2	0,55	0,16	0,63	1,20203	2,733	0,08873	3,58654	76,20	23,80	156,0	93,47	6,54	205,5	89,4	10,6	207,0
F	3.1	0,55	0,44	0,85	1,21891	2,727	0,08876	3,59405	70,61	29,39	179,0	98,24	1,77	246,3	89,56	10,44	248,0
F	3.2	0,59	0,31	1,08	1,22255	2,725	0,08883	3,59455	70,90	29,10	187,0	92,78	7,23	227,5	84,55	15,45	217,0
OC	4	0,45	0,35	0,95	1,21115	2,745	0,08862	3,57521	87,22	12,78	166,5	91,46	8,55	185,5	71,45	28,55	195,0
OC	5	0,49	0,22	0,95	1,20834	2,742	0,08867	3,57753	72,74	27,26	170,0	89,30	10,70	208,0	86,51	13,49	212,0
F	6	0,54	0,21	0,77	1,20726	2,734	0,08874	3,58522	72,62	27,38	183,0	93,30	6,70	194,5	87,02	12,98	207,0
F	7	0,57	0,18	0,78	1,20767	2,730	0,08876	3,58942	74,85	25,15	170,0	96,94	3,06	209,3	92,29	7,71	217,0
EA1N	8	0,36	0,34	0,63	1,19675	2,758	0,08853	3,56092	72,95	27,05	156,0	84,83	15,17	193,8	77,73	22,27	179,0
EA1N	9	0,39	0,3	0,86	1,20209	2,755	0,08853	3,56455	71,49	28,51	174,5	73,58	26,43	177,8	64,37	35,63	170,0
OC	10	0,41	0,27	0,89	1,20390	2,7531	0,088584	3,566014	82,41	17,59	156,0	84,17	15,83	190,8	76,15	23,85	197,0

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

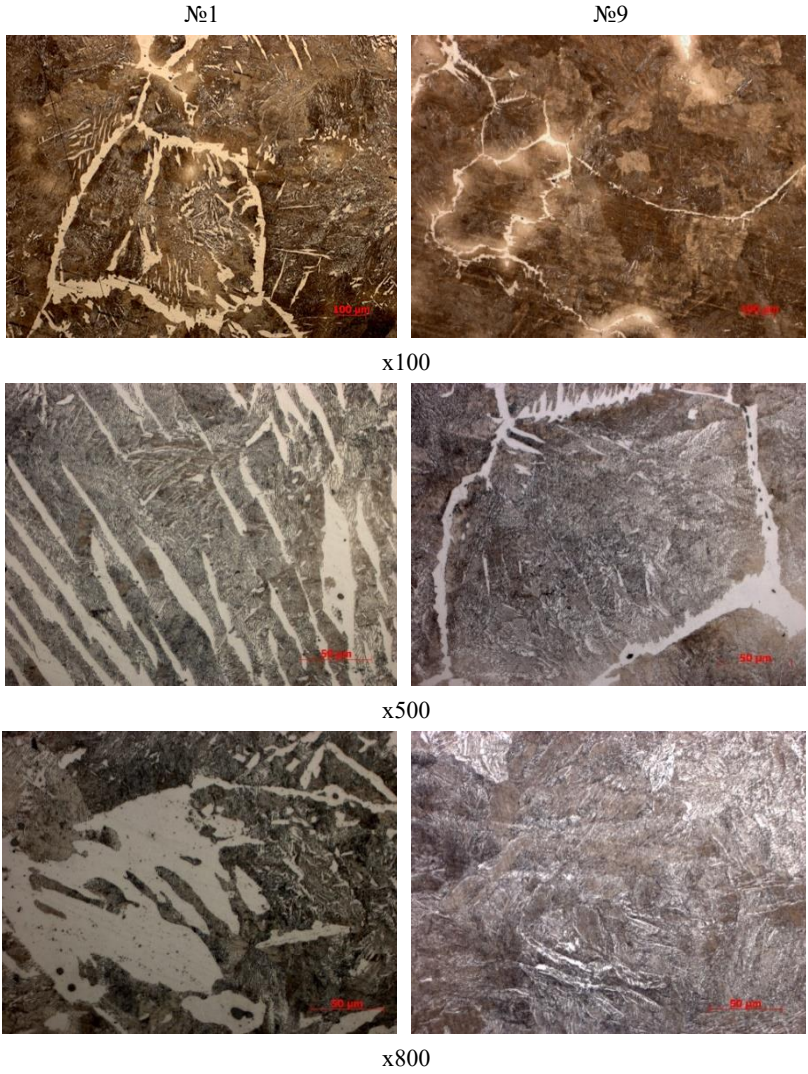


Рисунок 2 – Мікроструктура дослідних зразків № 1 і № 9 з однаковим вмістом вуглецю і з різним вмістом кремнію і марганцю в литому стані

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

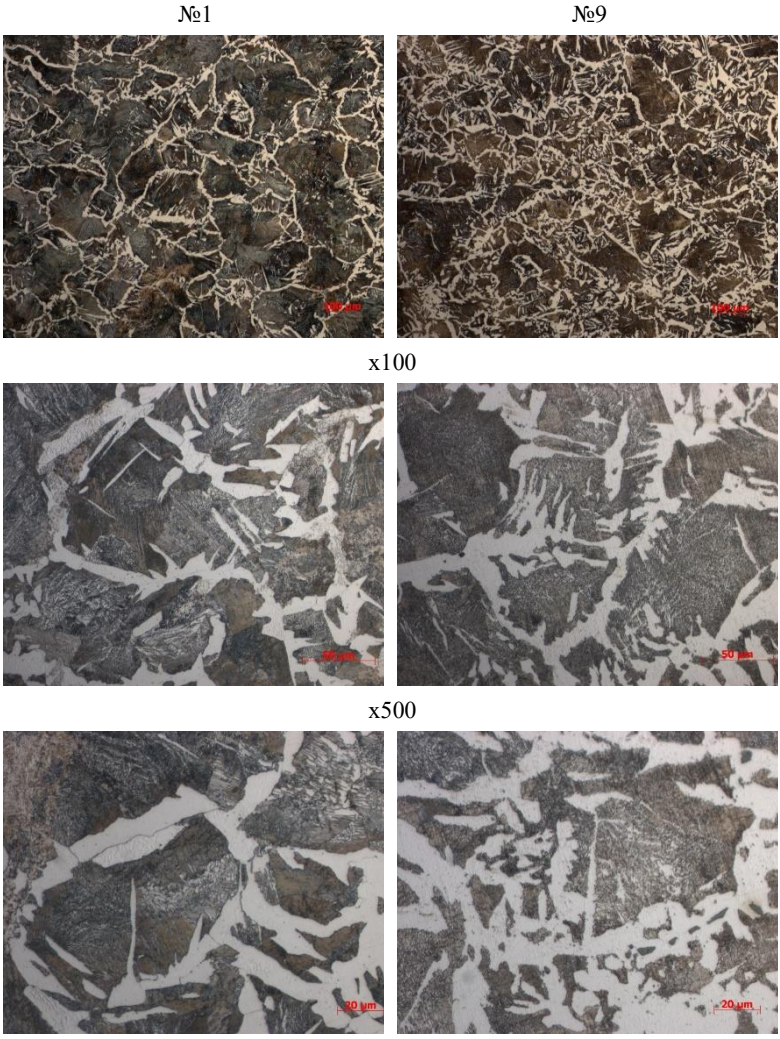


Рисунок 3 – Мікроструктура дослідних зразків № 1 і № 9 з однаковим вмістом вуглецю і з різним вмістом кремнію і марганцю після ГПД

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

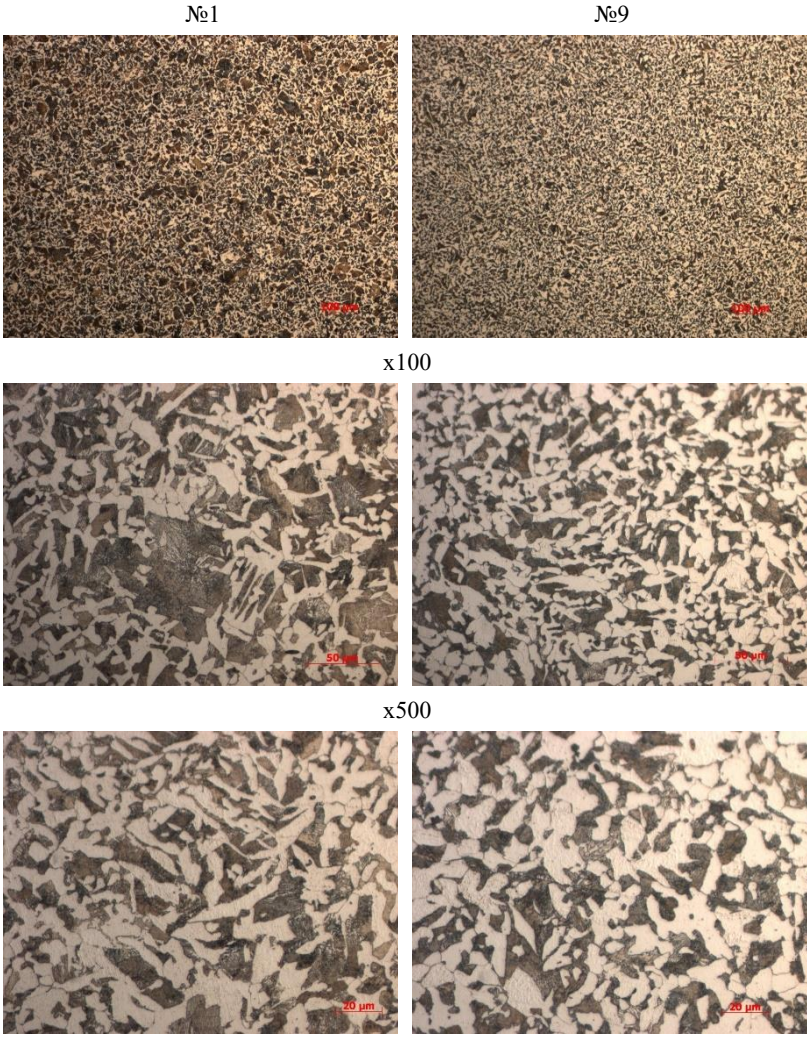


Рисунок 4 – Мікроструктура дослідних зразків № 1 і № 9 з однаковим вмістом вуглецю і з різним вмістом кремнію і марганцю після ГПД + ТО

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

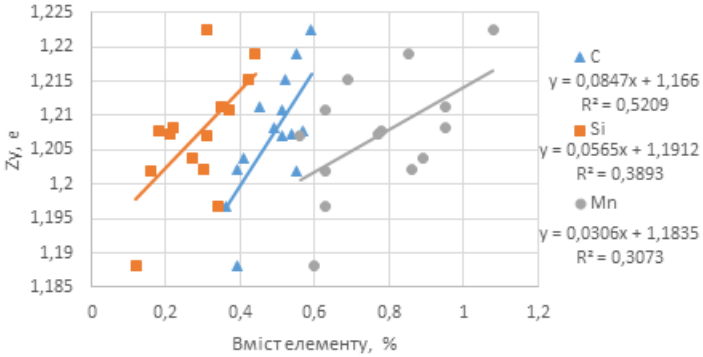


Рисунок 5 – Залежність Z^Y – параметру зарядового стану системи від вмісту основних компонентів дослідної сталі лабораторного виготовлення

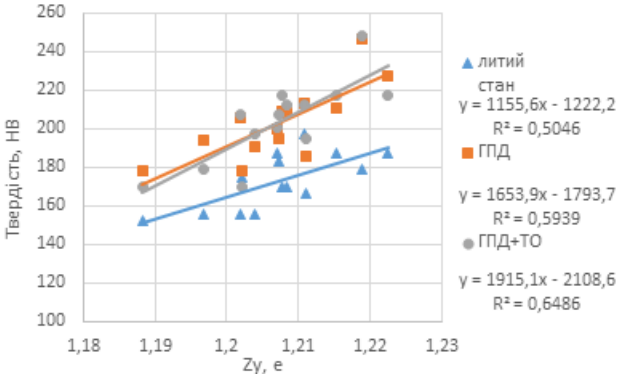


Рисунок 6 – Залежність твердості зразків дослідної сталі лабораторного виготовлення від Z^Y – параметру зарядового стану системи

Встановлено, що при перетині ліній тренду гарячої деформації та термічної обробки, за виконання умови $1{,}2 \le Z^Y \le 1{,}21$ вони «змінюють» своє положення: до цього інтервалу значень нижче розташовується лінія тренду для стану після термічної обробки, а вище – після гарячої пластичної деформації; після цього інтервалу значень Z^Y – навпаки (рис. 7).

Крім того, були отримані лінійні закономірності впливу інтегрального показника хімічного складу на твердість з більш високим рівнем коефіцієнту апроксимації, ніж для окремих елементів [17]. До того ж вони мають однаковий напрямок як для литого стану, так і для

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

стану з додатковим наступним обробленням (ГПД та ГПД+ТО): зі збільшенням інтегральних показників хімічного складу (Z^Y, $tg\alpha$, ρl) твердість сталі завжди збільшується, а зі збільшенням середньозваженої між'ядерної відстані d твердість завжди зменшується. Тобто застосування цих параметрів дозволило отримати більш стабільні та надійні закономірності (рис. 6):

$$HB_{лит.} = 1155{,}6\ Z^Y - 1222{,}2 \quad (1);$$

$$HB_{ГПД} = 1653{,}9\ Z^Y - 1793{,}7 \quad (2);$$

$$HB_{ГПД+ТО} = 1915{,}1\ Z^Y - 2108{,}6 \quad (3).$$

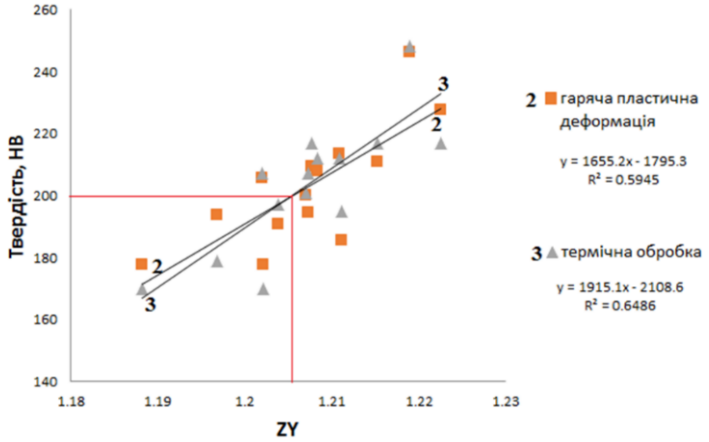


Рисунок 7 – Визначення значення параметру Z^Y, за якого змінюється вплив обробки на рівень твердості зразків дослідної сталі лабораторного виготовлення

Таким чином в результаті досліджень впливу хімічного складу на кількість структурних складових та твердість дослідних сталей у литому стані, після ГПД, та ГПД+ТО встановлено, що за певного хімічного складу при якому Z^Y менше 1,20 е твердість сталі у стані після ГПД вище, ніж після наступної термічної обробки. Співставлення одержаних даних таблиці 2 та аналіз представлених закономірностей свідчить, що в основному цій умові відповідають сталі з меншим вмістом вуглецю (марка EA1N) та дві плавки, що співставні за хімічним складом зі сталлю марки F, але мають відносно невелику кількість вуглецю в межах нормативних вимог та кількість марганцю, яка є дещо меншою за мінімальні вимоги стандарту (рис. 1). Такі результати відповідають загальним уявленням про вплив вуглецю та марганцю на

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

кінетику фазових перетворень. Отже, за результатами досліджень було визначено граничне значення параметру зарядового стану системи Z^Y, до досягнення значень якого на рівні 1,20 е, проводити додаткову нормалізацію сталей задля підвищення твердості немає необхідності, оскільки стан після ГПД забезпечує більш високі значення цієї характеристики. Для сталей з вмістом хімічних елементів, який відповідає більш високим значенням Z^Y ніж 1,20 е, проведення наступної ТО після ГПД є ефективним з точки зору підвищення твердості.

Висновки

1. Виконаний аналіз нормативних вимог щодо вмісту основних хімічних компонентів сталей для залізничних осей марки EA1N (EN13261:2009), марки ОС (ДСТУ ГОСТ 4728:2014), марки F (AAR M-101-2017). Встановлено, що нормовані інтервали достатньо широкі та значною мірою перетинаються між собою, що може спричинити широкий розкид значень механічних властивостей за умови відповідності сталі за хімічним складом вимогам стандарту та стабільній технології виготовлення.

2. Досліджено вплив вмісту основних хімічних елементів дослідних сталей для залізничних осей на значення параметрів міжатомної взаємодії, які комплексно характеризують загальний хімічний склад сталі як багатокомпонентної системи. Встановлено, що вуглець має найбільш тісний зв'язок зі значеннями цих параметрів та узгоджується з загальновідомими даними про вплив вуглецю на формування властивостей сталей. Визначено, що у сталях, співставних за хімічним складом зі сталями для залізничних осей марки EA1N та ОС, в досліджуваних межах зміни хімічного складу для різних станів оброблення розкид значень твердості складає в середньому близько 9% (від 5% до 13%). Для сталей, співставних за хімічним складом зі сталлю для залізничних осей марки F аналогічний показник складає більше 20%.

3. Встановлено, що після значення зарядового стану при виконанні умови $1{,}2 \leq Z^Y \leq 1{,}21$ лінії тренду значень твердості «змінюють» своє положення: до цього інтервалу значень нижче розташовується лінія тренду для стану після термічної обробки, а нижче – після комплексної обробки, яка включає гарячу пластичну деформацію та термічну обробку; після цього інтервалу значень Z^Y – навпаки. Таким чином, встановлено, що для вуглецевих сталей, хімічний склад яких має значення Z^Y 1,20 і менше, проведення додаткової нормалізації після гарячої пластичної деформації не ефективне з точки зору підвищення твердості.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Перелік посилань

1. Novosad M., Fajkoš R., Řeha B., Řezníček R. Fatigue tests of railway axles. *Procedia Engineering*. 2010. Vol. 2(1). P. 2259-2268. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2010.03.242

2. AAR M-101-2017 (Асоціація американських залізниць). Осі з термообробленої та нетермообробленої вуглецевої сталі. Axles, carbon steel, heat-treated. Введ. 2017-02-01. 20 с.

3. IRS: R 16-95, IRS-R-16-95 (Індійський залізничний стандарт). Сталеві осі для пасажирських та вантажних вагонів. Steel axles for carriages and wagons. Введ. 2012-04-03. 23 с.

4. ДСТУ ГОСТ 31334-2007 (Міждержавний стандарт). Осі для рухомого складу залізниць колії 1520 мм. Технічні умови. Axles for rolling stock of 1520 mm gauge railways. Specification. Введ. 2008-07-01. 23 с.

5. ДСТУ ГОСТ 4728:2014 (ГОСТ 4728-2010, IDT) (Національний стандарт України). Заготівки осьові для залізничного рухомого складу. Технічні умови. Axle billets for railway rolling stock. Specifications. Введ. 2015-02-01. 18 с.

6. Керівний документ (КД) 32.144-2000. Контроль неруйнівний приймальний. Колеса цілокатані, бандажі та осі колісних пар рухомого складу. Технічні вимоги. Введ. 20081-01-10. 15 с.

7. ІСО 1005/3-1982 (Е) (Міжнародний стандарт). (ISO 1005-3:1982). Матеріали для рухомого залізничного складу. Частина 3. Осі для тягового та причіпного рухомого складу. Вимоги до якості. Railway rolling stock material. Part 3: Axles for tractive and trailing stock. Quality requirements. Введ. 1982-04-01. 10 с.

8. СТ РК ИСО 1005/9-2007 (Государственній стандарт Реуспублики Казахстан). Подвижной состав железных дорог часть 9: Оси для тяговых и прицепных вагонов. Требования к размерам / Railway rolling stock material. Part 9: Axles for tractive and trailing stock. Dimensional requirements. Введ. 2007-09-14. 33 с.

9. ІСО 5948:2018(Е) (Міжнародний стандарт). Рухомий склад залізниць. Ультразвукові приймальні випробування / ISO: 5948:2018 (E) (International Standard). Railway rolling stock material. Ultrasonic acceptance testing. Введ. 2018-12-01. 11 с.

10. UIC 811-1(E) (Міжнародний залізничний європейський союз). Технічні умови постачання осей для залізничного рухомого складу. Technical specification for the supply of axles for tractive and trailing stock. Введ. 1987-01-01. 50 с.

11. BS 5892-1:1992+A3:2009, BS 5892 (Британський стандарт). Частина 1. 1983. Матеріал для рухомого залізничного складу. Осі для тягового та рухомого складу. Railway rolling stock materials. Specification for axles for traction and trailing stock. Введ. 2009-11-30. 26 с.

12. TTS 093 (Турецький стандарт). Технічні умови на осі. 2012, 12 с.

13. PN71/K-91046 (Польська версія PN-K-91046:1971, замінений PN-K-91046:1993). Залізничний рухомий склад. Standard gauge rolling stock. Введ. 1993. 49 с.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

14. UNI 6551-69 (Італійська версія UNI 6551:1969). Forged, special alloyed steel normalized axles for wheel sets of railway vehicles. Quality, requirements and tests. Ковані нормалізовані осі з легованої сталі для колісних пар залізничного транспорту. Якість, вимоги та випробування. Введ. 1969-10-31.

15. EN 13261:2020 + A1:2010 (E) (Європейський стандарт. Англійська версія). Рейковий транспорт. Колісні пари та візки. Осі. Вимоги до виробу. Railway applications. Wheelsets and bogies. Axles. Product requirements. Введ. 2010-10-01. 55 с.

16. Togobitska D. and Belkova A. New approach to evaluating the thermodynamic consistency of melts in the "Metal-Slag" system based on interatomic interaction parameters. *Lithuanian Journal of Physics*. Vol. 64, No. 1. P. 58-71 (2024). https://doi.org/10.3952/physics.2024.64.1.6

17. Поворотня І. Р., Подольський Р. В., Сафронова О. А., Олійник Е.В. Аналіз впливу вмісту та співвідношення хімічних елементів на фазовий склад та твердість вуглецевих сталей різного складу. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії*. 2023. Вип. 37. С. 476-489. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-476-489

References

1. Novosad, M., Fajkoš, R., Řeha, B. & Řezníček, R. (2010) Fatigue tests of railway axles. *Procedia Engineering*, 2(1), 2259-2268. https://doi.org/10.1016/j.proeng.2010.03.242

2. AAR M-101-2017 (Asotsiatsiia amerykanskykh zaliznyts). Osi z termoobroblenoi ta netermoobroblenoi vuhletsevoi stali. (Association of American Railroads). Heat-treated and non-heat-treated carbon steel axles]. Axles, carbon steel, heat-treated. 2017-02-01, 20.

3. IRS: R 16-95, IRS-R-16-95 (Indiiskyi zaliznychnyi standart). Stalevi osi dlia pasazhyrskykh ta vantazhnykh vahoniv [Indian Railway Standard]. Steel axles for passenger and freight wagons]. 2012-04-03, 23.

4. DSTU HOST 31334-2007 (Mizhderzhavnyi standart). Osi dlia rukhomoho skladu zaliznyts kolii 1520 mm. Tekhnichni umovy [DSTU GOST 31334-2007 (Interstate standard). Axles for railway rolling stock with a gauge of 1520 mm. Technical conditions] Axles for rolling stock of 1520 mm gauge railways. Specification. 2008-07-01, 23.

5. DSTU HOST 4728:2014 (HOST 4728-2010, IDT) (Natsionalnyi standart Ukrainy). Zahotivky osovi dlia zaliznychnoho rukhomoho skladu. Tekhnichni umovy [DSTU GOST 4728:2014 (GOST 4728-2010, IDT) (National Standard of Ukraine). Axle blanks for railway rolling stock. Technical conditions] Axle billets for railway rolling stock. Specifications. 2015-02-01, 18.

6. Kerivnyi dokument (KD) 32.144-2000. Kontrol neruinivnyi pryimalnyi. Kolesa tsilokatani, bandazhi ta osi kolisnykh par rukhomoho skladu. Tekhnichni vymohy.[Guidance document (CD) 32.144-2000. Non-destructive acceptance testing. Solid wheels, tires and axles of rolling stock wheelsets. Technical requirements.] 2008-01-10, 15.

7. ISO 1005/3-1982 (E) (Mizhnarodnyi standart). (ISO 1005-3:1982). Materialy dlia rukhomoho zaliznychnoho skladu. Chastyna 3. Osi dlia tiahovoho ta prychipnoho rukhomoho skladu. Vymohy do yakosti [Railway rolling stock

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

material. Part 3: Axles for tractive and trailing stock. Quality requirements.] 1982-04-01, 10.

8. ST RK YSO 1005/9-2007 (Hosudarstvennii standart Reuspublyky Kazakhstan). Podvyzhnoi sostav zheleznykh doroh chast 9: Osy dlia tiahovykh y prytsepnykh vahonov. Trebovanyia k razmeram / Railway rolling stock material. Part 9: Axles for tractive and trailing stock. Dimensional requirements. 2007-09-14, 33.

9. ISO 5948:2018(E) (Mizhnarodnyi standart). Rukhomyi sklad zaliznyts. Ultrazvukovi pryimalni vyprobuvannia [ISO: 5948:2018 (E) (International Standard). Railway rolling stock material. Ultrasonic acceptance testing.] 2018-12-01, 11.

10. UIC 811-1(E) (Mizhnarodnyi zaliznychnyi yevropeiskyi soiuz). Tekhnichni umovy postachannia osei dlia zaliznychnoho rukhomoho skladu. [(International Standard) Technical specification for the supply of axles for tractive and trailing stock.] 1987-01-01, 50.

11. BS 5892-1:1992+A3:2009, BS 5892 (Brytanskyi standart). Chastyna 1. 1983. Material dlia rukhomoho zaliznychnoho skladu. Osi dlia tiahovoho ta rukhomoho skladu [(British Standard) Railway rolling stock materials. Specification for axles for traction and trailing stock]. 2009-11-30, 26.

12. TTS 093 (Turetskyi standart). Tekhnichni umovy na osi. [(Turkish Standard). Technical conditions on the axle.] 2012, 12.

13. PN71/K-91046 (Polska versiia PN-K-91046:1971, zaminenyi PN-K-91046:1993). Zaliznychnyi rukhomyi sklad [(Polish version PN-K-91046:1971, replaced by PN-K-91046:1993). Railway rolling stock] Standard gauge rolling stock. 1993, 49.

14. UNI 6551-69 (Italiiska versiia UNI 6551:1969). Kovani normalizovani osi z lehovanoi stali dlia kolisnykh par zaliznychnoho transportu. Yakist, vymohy ta vyprobuvannia [(Italian version UNI 6551:1969) Forged, special alloyed steel normalized axles for wheel sets of railway vehicles. Quality, requirements and tests] 1969-10-31, 30.

15. EN 13261:2020 + A1:2010 (E) (Ievropeiskyi standart. Anhliiska versiia). Reikovyi transport. Kolisni pary ta vizky. Osi. Vymohy do vyrobu [(European standard. English version). Railway applications. Wheelsets and bogies. Axles. Product requirements.] 2010-10-01, 55 .

16. Togobitska, D. & Belkova, A. (2024) New approach to evaluating the thermodynamic consistency of melts in the "Metal-Slag" system based on interatomic interaction parameters. *Lithuanian Journal of Physics*. 64(1), 58-71. https://doi.org/10.3952/physics.2024.64.1.6

17. Povorotnia, I. R., Podolskyi, R. V., Safronova, O. A. & Oliinyk, E.V. (2023) Analysis of the influence of the content and ratio of chemical elements on the phase composition and hardness of carbon steels of different compositions. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*. 37, 476-489. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-476-489

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

I. R. Povorotnia[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-5872-7403
O. A. Safronova[1], Junior Researcher, Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-4032-4275
R. V. Podolsky[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0002-0288-0641
E. V. Oliinyk[1], Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-3366-3746

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

INFLUENCE OF CHEMICAL COMPOSITION ON THE PHASE STRUCTURE AND HARDNESS OF CARBON STEEL FOR RAILWAY AXLES AFTER DEFORMATION AND HEAT TREATMENT

Abstract. Given the considerable number of complex approaches using information technologies to justify the choice of the content of chemical elements in steel and the limitations inherent in them, the use of the concept of directional chemical bonding is proposed, which ensures high predictive accuracy and obtaining the necessary properties at the level demanded by the consumer. The paper analyzes the requirements of regulatory documentation regarding the chemical composition, namely the content of the main components such as carbon, manganese and silicon, in steel for railway axles of grades EA1N, F and OC. Information technologies were applied using the concept of directed interatomic interaction, when the criteria are complex and characterize the entire composition simultaneously, and linear patterns of the influence of the integral indicator of the chemical composition on hardness were obtained. The purpose of the study is to establish the patterns of the influence of chemical composition on the formation and transformation of the phase structure and hardness after deformation and thermal annealing of carbon steel for railway axles The object of research was laboratory ingots of carbon steels, which are comparable in chemical composition to steels for railway axles in accordance with state, European and American standards. The samples made from them were subjected to hot plastic deformation (HPD) followed by heat treatment (HPD+HT). A microstructural analysis of the studied steels was carried out. The regularities of the influence of chemical composition on the phase ratio and hardness of the studied steels in different states were revealed: as-cast, after HPD and HPD+HT using the concept of directional chemical bonding. It was established that for an integral parameter of the charge state (Z^Y) less than 1.20 e, that is, for a certain chemical composition in the studied interval of values, the hardness of steel in the state after GPA exceeds the hardness of such steel in the state after HPD+HT.

Key words: railway axles, national standard, chemical composition, mechanical properties, microstructure.

For citation: Povorotnia, I. R., Safronova, O. A., Podolsky, R. V., & Oliinyk, E. V. (2024). Influence of chemical composition on the phase structure and hardness of carbon steel for railway axles after deformation and heat treatment. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 656-671. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-656-671

Стаття надійшла до редакції збірника 02.11.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-672-685

УДК 620.178.311

В. В. Поворотній[1], к.т.н., ORCID 0009-0000-9128-902X
Г. І. Толстіков[1], к.т.н., доц.
І. Г. Толстіков[1]
О. О. Яйчук[1], ORCID 0009-0009-4034-4266

[1] *Український державний університет науки і технологій*

ДЕЯКІ ОСОБЛИВОСТІ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕРМОНАПРУЖЕНОГО СТАНУ ЧАШ ДЛЯ ПЕРЕВЕЗЕННЯ РІДКОГО ШЛАКУ

Анотація. Як відомо, в металургійних цехах доменного і сталеплавильного переділів, для зливу шлаку і його транспортування застосовуються шлаковози. Основною і найдорожчою частиною шлаковоза є чаша, що являє собою сталевий виливок у вигляді товстостінної оболонки різної конфігурації. Нині в доменних цехах найбільшого поширення набули чаші об'ємом 16 м^3, що базуються на рамах з лафетами і переміщуються за допомогою двовісних ходових візків залізничного типу. Разом з тим, на металургійних підприємствах почали впроваджувати шлаковози автомобільного типу, що перевозять одну чашу. Середній термін служби чаш незначний і в середньому він становить 500-1000 наливів залежно від хімічного складу шлаку, його температури і низки інших чинників. Основними причинами виходу з ладу шлакових чаш є зміни в процесі роботи їхньої форми, що виражаються в утворенні кільцевого або місцевого звуження в районі опорного кільця, а також поява поздовжніх і поперечних тріщин у стінках. Чаші автомобільного типу служать набагато менше через частий вихід з ладу цапф, за допомогою яких цапфа монтується на кузов шлаковоза. Вищевказані дефекти з'являються внаслідок циклічних теплових впливів, зумовлених природними технологічними процесами експлуатації шлаковозів. У суцільному тілі нерівномірне теплове розширення не може відбуватися вільно і спричиняє температурні напруження, які в поєднанні з механічними від зовнішніх сил можуть спричиняти суттєві пластичні деформації, які спричиняють повне або прогресуюче руйнування конструкції. Знання величини і характеру розподілу термічних напружень необхідне для всебічного аналізу міцності конструкції, а глибокі дослідження термонапруженого стану чаш у процесі їхньої експлуатації дадуть змогу розробити й ухвалити інженерні рішення для збільшення їхнього ресурсу.

Ключові слова: шлакова чаша, температурне напруження, деформація, температура, термічний опір.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Посилання для цитування: Поворотній В. В., Толстіков Г. І., Толстіков І. Г., Яйчук О. О. Деякі особливості моделювання процесу дослідження термонапруженого стану чаш для перевезення рідкого шлаку. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 672-685. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-672-685.

Вступ. Температурні напруження становлять великий практичний інтерес для металургійної промисловості. Боротьба за подальший розвиток металургії, за економію металу пов'язана з максимальним зменшенням браку чаш для перевезення рідкого шлаку через виникнення тріщин від температурних напружень та інших дефектів чаш, що виникають внаслідок температурних навантажень.

Прямий шлях побудови теорії температурних напружень для різних форм і конструкцій шлакових чаш полягав би в написанні рівнянь для пружної та пластичної зон і спільному розв'язанні цих рівнянь з урахуванням граничних умов. Однак для розв'язання цієї задачі на сьогоднішній день немає достатньої кількості даних ні про розподіл пружних напружень у стінках шлакових чаш, ні параметрів температурних навантажень на шлакову чашу в процесі наливання шлаку і його транспортування, ні розуміння зміни фізико-механічних властивостей у матеріалі чаші під час досягнення температури, за якої метал втрачає пружні властивості й температурні напруження починають розсіюватися.

Шлакові чаші, як йшлося вище, виходять з ладу внаслідок зміни форми (утворення кільцевого або місцевого звуження в районі опорного кільця (чаші на залізничному ході) і руйнування опорних цапф для чаш, що базуються на автомобільному ході), а також від появи тріщин у стінках. Зазначені дефекти з'являються внаслідок циклічного температурного впливу шлаку. Нерівномірне розширення, зумовлене високими температурами, спричиняє в стінці чаші температурні напруження, які, як самі по собі, так і в поєднанні з механічними напруженнями від зовнішніх сил спричиняють пластичні деформації. Змінні пружно-пластичні деформації призводять до термовипучування тонкостінних конструкцій, з'являються тріщини і відбувається руйнування. Повторний вплив високих температур викликає термічну втому стінок чаші.

З розвитком комп'ютерних технологій стали доступні методи досліджень, засновані на чисельних методах розв'язання диференціальних рівнянь. У сукупності з тривимірним моделюванням на практиці широко використовується метод кінцевих елементів. Однак алгоритм розв'язання статичної задачі, з використанням цього методу дослідження, і термічної задачі істотно відрізняються. Це

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

зумовлено значними температурними деформаціями досліджуваного об'єкта, а також наявністю межі контакту двох середовищ.

Методика дослідження. Задачі з визначення температурних напружень, що виникають у металевих конструкціях, є актуальними з кінця позаминулого століття. Утворення температурних напружень спричинене тим, що окремі частини об'єкта, що нагрівається, не можуть змінювати свої розміри відповідно до температурних розширень. Під час нагрівання металу відбувається його розширення і збільшення об'єму. З ускладненням конструкції і нерівномірним температурним навантаженням, найбільш нагріті частини об'єкта розширюються сильніше, ніж менш нагріті. Це, своєю чергою, призводить до розтягування матеріалу всередині конструкції, що нагрівається [1].

Задачами з визначення температурних напружень у металургійному обладнанні та, відповідно, проблематикою підвищення їхньої термічної стійкості активно займалися співробітники кафедри теоретичної механіки Національної Металургійної академії України, а також ПКТІ ПАТ "Дніпроважмаш" [2].

Проводилися дослідження термонапруженого стану чаш для перевезення рідкого шлаку різних конструкцій з використанням тензометричного методу досліджень. Результати проведених досліджень свідчили про те, що температура поверхні чаші, в процесі її експлуатації, може досягати 500^{o}C, а напруження, що виникають у конструкції, - в межах 120-150МПа.

При аналітичних методах розв'язання автори представляли шлакову чашу як тонкостінну оболонку обертання постійної товщини під дією зовнішніх контурних сил і температурного поля, розподілених симетрично відносно осі [2]. Застосовувалася така розрахункова схема. Ківш умовно розчленовували на три частини: верхню конічну, що відсікається на рівні упорів, середню конічну і нижню сферичну. До частин прикладали зовнішні зусилля з згинальними моментами, і задачу розв'язували з використанням рівнянь теорії пружності.

Результати виконаних робіт дають певну, але не повну картину термопружного стану шлакових чаш, проте становлять величезний інтерес з точки зору результатів експериментальних досліджень.

З розвитком електронно-обчислювальних машин для розв'язання задач механіки щодо досліджень напружено-деформованого стану різних пружних тіл стали застосовувати метод кінцевих елементів [3-8].

Так, у роботі [3] представлено порівняльні результати досліджень термонапруженого стану шлакових чаш вітчизняного та німецького

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

виробництв. У роботі показано, що максимальні напруження, які виникають у стінках чаші, становлять 200 МПа.

Дослідження термонапруженого стану чаш для перевезення рідкого шлаку також представлено в ряді робіт [4]. Авторами було проведено низку досліджень з визначення напружень у стінці чаші під час її заповнення шлаком. У результаті проведених досліджень зазначено значення максимальних напружень, що виникають у шлаковій чаші, представлено залежності температур, що виникають у стінці чаші, від часу, за якого розплавлений шлак перебуває в чаші. Представлено шляхи розв'язання задачі підвищення стійкості шлакових чаш під час їх інтенсивної експлуатації.

Визначення температурних напружень у пружному тілі вимагає використання кількох ключових формул, пов'язаних із термодеформацією і законами теорії пружності. Нижче подано основоположні формули, необхідні для розрахунку температурних напружень.

Узагальнений закон Гука являє собою систему лінійних рівнянь, що пов'язують напруження і деформації в матеріалі. Він використовується для розрахунку напружено-деформованого стану в пружних матеріалах, з урахуванням як механічних навантажень, так і температурних впливів [9].

$$\sigma_{ij} = \lambda\delta_{ij}\left(\varepsilon_{kk} - 3\alpha\Delta T\right) + 2\mu\left(\varepsilon_{ij} - \alpha\Delta T\delta_{ij}\right), \quad (1)$$

σ_{ij} - компоненти тензора напружень; ε_{ij} - компоненти тензора деформацій; λ, δ - ляме коефіцієнти; δ_{ij} - символ Кронекера; α - коефіцієнт лінійного теплового розширення; ΔT - зміна температури.

$$\lambda = \frac{E \cdot \nu}{\left(1+\nu\right)\left(1-2\nu\right)} \quad (2)$$

$$\lambda = \frac{E}{2\left(1+\nu\right)} \quad (3)$$

Для розв'язання задачі термонапруженого стану шлакової чаші також можна скористатися рівняннями рівноваги. Диференціальні рівняння рівноваги в теорії пружності описують баланс сил у пружному тілі. Ці рівняння забезпечують умову, за якої внутрішні

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

напруження в тілі перебувають у рівновазі з прикладеними зовнішніми силами.

Для випадку температурних деформацій диференціальні рівняння рівноваги в переміщеннях можна узагальнити і представити в такому вигляді:

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E} \cdot \left[\sigma_x - \nu \cdot \left(\sigma_y + \sigma_z \right) \right] - \alpha \cdot \Delta T \,, \tag{4}$$

$$\varepsilon_y = \frac{1}{E} \cdot \left[\sigma_y - \nu \cdot \left(\sigma_x + \sigma_z \right) \right] - \alpha \cdot \Delta T \,, \tag{5}$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} \cdot \left[\sigma_z - \nu \cdot \left(\sigma_x + \sigma_y \right) \right] - \alpha \cdot \Delta T \,, \tag{6}$$

де – $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ нормальні напруження, Па

У квазістатичній задачі термопружності не враховують ефекту зв'язаності температурного поля і поля деформацій, а також сили інерції, зумовлені нестаціонарним температурним полем, а час t відіграє роль параметра.

Перший етап розв'язання статичної та квазістатичної задач термопружності полягає у визначенні температурного поля Т. Він зводиться до розв'язання рівняння:

$$\lambda \nabla^2 T - c \cdot \rho \frac{\partial T}{\partial t} + W = 0 \,, \tag{7}$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності; c – питома теплоємність; ρ – густина; W – інтенсивність джерел тепла, віднесених до одиниці об'єму.

Після розв'язання рівняння за певних теплових початкових і граничних умов визначається термопружний напружений стан. Граничні умови залежать від температурних умов експлуатації та конструкції досліджуваного об'єкта.

Відомий закон, що встановлює залежність між деформаціями і напруженнями, дає змогу одержати такий вираз, що пов'язує деформацію від термічного розширення з температурним напруженням:

$$\sigma = \frac{\alpha \cdot E}{1 - \nu} \cdot \Delta T \,, \tag{8}$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

де α – коефіцієнт лінійного розширення матеріалу; ΔT – різниця температур у зоні досліджень, ºС; Е – модуль пружності, Па; ν – коефіцієнт Пуассона.

Цей вираз дає змогу визначити напруження в досліджуваному об'єкті, за рівномірного його нагрівання стосовно плоского завдання. Для дослідження об'ємного термонапруженого стану з урахуванням прикладання до тіла зовнішніх сил використовувати вираз (8) не представляється можливим.

Визначення температурних напружень у тривимірному об'єкті являє собою складну задачу, для якої здебільшого аналітичне розв'язання неможливе з огляду на низку причин і вищевикладене. Також тривимірні об'єкти, до яких належить шлакова чаша, мають складну і неоднорідну геометрію. Як наслідок, у чаші формуватиметься неоднорідне температурне поле, що в сукупності з необхідністю розв'язування системи диференціальних рівнянь (рівняння рівноваги, сумісності деформацій та узагальнені закони Гука) у приватних похідних зводить задачу до розряду нерозв'язних.

Для розв'язання цього завдання оптимально підходить метод кінцевих елементів, як чисельний метод розв'язання диференціальних рівнянь на базі тривимірного комп'ютерного моделювання.

Вихідні данні та результати дослідження. Під час аналізу термонапруженого стану об'єктів, що зазнають термічного впливу, до яких належать шлакові чаші, необхідно враховувати низку умовностей.

Під час моделювання знаходження розплавленого шлаку в чаші, необхідно враховувати такі припущення:

1. Фізико-механічні параметри рідкого шлаку вважають постійними і такими, що не залежать від температури.
2. Фізико-механічні параметри матеріалу, з якого виготовлена шлакова чаша, змінюються залежно від температури.
3. На межі шлаку і чаші присутній температурний опір, що виникає внаслідок нанесення на чашу вапняного розчину.
4. Шлакова чаша і дзеркало шлаку контактує з навколишнім середовищем, унаслідок чого відбувається теплообмін.

На відміну від класичних кінцево-елементних розрахунків із визначення напружень і деформацій об'єкта, що виникають у пружній зоні, алгоритм аналізу температурних напружень дещо відрізняється. По-перше, для отримання температурних напружень необхідно визначити температурне поле, що виникає в досліджуваному об'єкті. Це свого роду прикладене навантаження на досліджуваний об'єкт, і в деяких випадках температурне поле викликає в конструкції більші за величиною напруги, ніж механічні зусилля.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Під час дослідження конструкцій, обладнання металургійних комбінатів, до яких відносяться шлакові чаші, виливниці, чавуновозні та сталевозні ковші, то в них необхідно враховувати температурний опір, що виникає між виробом і рідким середовищем. Так, на рис. 1 представлено заключний процес зливу рідкого шлаку зі шлаковозної чаші. На малюнку видно випадання кірки шлаку, що утворилася під час охолодження шлаку, і вступ його в реакції з внутрішнім футеруванням ковша. Ця "кірка" служить температурним опором, що захищає чашу від перегріву [10].



Рисунок 1 – Випадання гарнісажу зі шлакової чаші на автомобільному ходу в процесі зливання шлаку

На рис. 2 представлено результати комп'ютерного моделювання динамічного температурного поля шлакової чаші в однаковий момент часу, що дорівнює 30-ти хвилинам після наливання за різних значень температурного опору чаші.

Як показує практика, під час експлуатації шлаковоза, шлак простоює в чаші залізничного шлаковоза в середньому 40-80 хвилин [2-4]. Таким чином температурне поле чаші буде динамічним і змінюватиметься в часі. Дослідним шляхом було встановлено, що температури стінки чаші, отримані під час експериментальних досліджень, представлених у роботах [2, 3], а також під час комп'ютерного моделювання, близькі за температурного опору між шлаком і чашею $4 \cdot 10^{-4}$ К/Вт (рис. 2 а).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

З рисунка видно, що при зниженні температурного опору у 8 разів від заданого (рис. 2 г), максимальна температура чаші зростає на 167 °С, що становить 23% при 1800 секундах експлуатації чаші. При зниженні температурного опору до 10^{-4} К/Вт (рис. 2 в), максимальна температура чаші зростає на 140 °С, що становить 19,5%. У разі зниження температурного опору до $2 \cdot 10^{-4}$ К/Вт (рис. 2 б), - температура чаші зростає на 67 °С, що становить 9%.

Таким чином, показано, що температурний опір між шлаком і чашею безпосередньо впливає на характеристики температурного поля чаші, що, своєю чергою, призводить до певних значень температурних напружень.

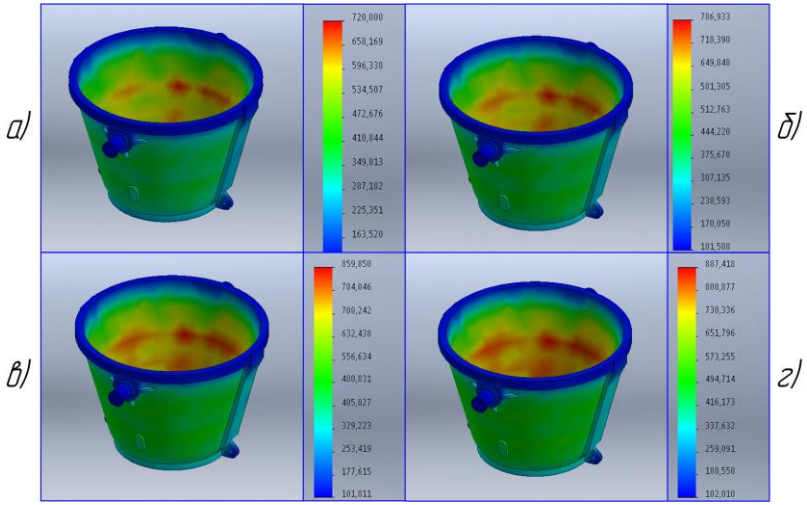


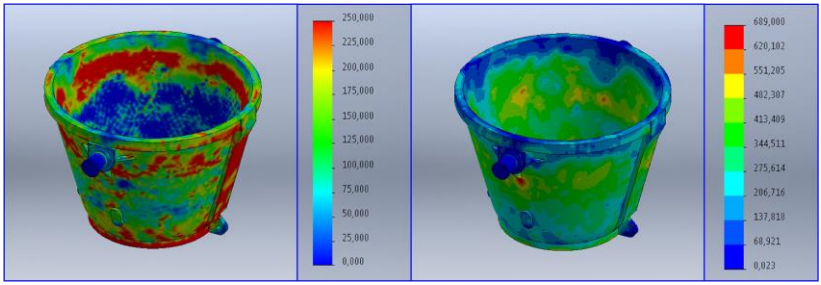
Рисунок 2 – Температурне поле шлакової чаші за різних температурних опорів: а) $4 \cdot 10^{-4}$ К/Вт; б) $2 \cdot 10^{-4}$ К/Вт; в) 10^{-4} К/Вт; г) $5 \cdot 10^{-5}$ К/Вт

Важливим фактором під час дослідження термонапруженого стану шлакових чаш є врахування залежності фізико-механічних параметрів матеріалу від температури (табл. 1). Так, на рис. 3 наведено результати дослідження термонапруженого стану шлакових чаш за температурозалежних параметрів матеріалу (рис. 3 а) і параметрів матеріалу при температурі 20 °С, зазначених у таблиці 1 (рис. 3 б).

З результатів досліджень, представлених на рисунку 3, випливає, що характер розподілу напружень у чашах має схожий характер. Значний перепад напружень для обох випадків спостерігається в зоні розташування дзеркала шлаку. Це явище добре піддається поясненню

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

виразом (8). За значного перепаду температур у стінці чаші, що якраз і відбувається в зонах розташування дзеркала шлаку, температурні напруження будуть тим більшими, чим більшою буде різниця температур.



а) б)

Рисунок 3 – Порівняння напружень (МПа) у шлакових чашах на автомобільному ходу за різних умов задання матеріалу: а – температуро-залежні параметри матеріалу; б – постійні параметри матеріалу за різних температур

Таблиця 1 – Залежність фізико-механічних параметрів чаші від температури

Температура, °С	Модуль пружності, 10^5 МПа	Коефіцієнт теплового розширення, 10^{-6} (1/град)	Теплопровідність, Вт/(м·град)	Питома теплоємність, Дж/(кг·град)
Сталь 25Л ГОСТ 977-88				
20	1,98	11,5	52	400
100	1,96	12,2	51	470
200	1,91	13	49	483
300	1,86	13,7	46	500
400	1,63	14,3	43	521
500	–	14,7	40	571
600	–	15	36	–
700	–	15,2	32	–
800	–	–	26	–

Що ж стосується максимальних значень напружень, що виникають у стінці чаші, то їхні величини відрізняються більш ніж удвічі. Це можна пояснити, використавши теорію термічних напружень. Під час нагрівання металу виникають термічні напруження, зумовлені різницею температур. Більш нагріті шари, прагнуть розширитися і перебувають у стислому стані. Холодніші шари - зазнають розтягувальних зусиль. Якщо ці напруги не перевершують межі

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

пружності тіла, що нагрівається, то з вирівнюванням температури термічні напруги зникають.

Усі метали і сплави мають пружні властивості до певної температури. Для більшості марок сталі ця температура коливається в межах 450-500 ºС. Вище за цю температуру метали і сплави переходять у пластичний стан, а термічні напруження, які виникли в них, викликають пластичну деформацію і зникають. Отже, температурні напруження повинні враховуватися під час нагрівання й охолодження сталі тільки в інтервалі температур від кімнатної до точки переходу цього металу з пружного стану в пластичний [11].

Таким чином, з огляду на те, що шлакова чаша в певних зонах нагрівається до температур, що перевищують 500 ºС, а матеріал має постійне значення модуля пружності, отримані значення напружень суттєво відрізнятимуться від реальних, що й спостерігається на рис. 3.

Найголовнішою особливістю моделювання термонапруженого стану шлакових чаш, на думку авторів, є врахування значних температурних деформацій і, як наслідок, граничні умови. Під час визначення граничних умов, необхідно враховувати можливі значні розширення матеріалу. У разі жорсткої фіксації тривимірної моделі, результати моделювання можуть не відповідати реальному стану справ.

Для порівняння значень максимальних напружень за різних граничних умов, було розроблено і виконано тестове завдання. Для її вирішення було створено дві ідентичні моделі кілець. Кільця поєднали площинами, задали між ними термічний опір, верхнє кільце нагріли до 500 °С, нижнє мало кімнатну температуру. Комп'ютерним моделюванням передбачалося відведення тепла від нижнього кільця з метою створення в ньому значного перепаду температур (рис. 4 а). Дослідження проводилося на певному часовому проміжку. На рис. 4 б представлено поля температур, що виникають у нижньому кільці внаслідок вищеописаних умов. На рис. 4 в, та 4 г наведено, відповідно, значення напружень, що виникають у кільцях у разі закріплення з відсутністю можливості вільно деформуватися і закріплення на піддатливих пружинах, що дає змогу моделі вільно деформуватися.

Результати моделювання показали, що напруження, які виникають у нижньому кільці, за граничних умов із відсутністю можливості вільно деформуватися, у 4 рази вищі, ніж у кільці, граничні умови на якому дають змогу вільно переміщатися на площині.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

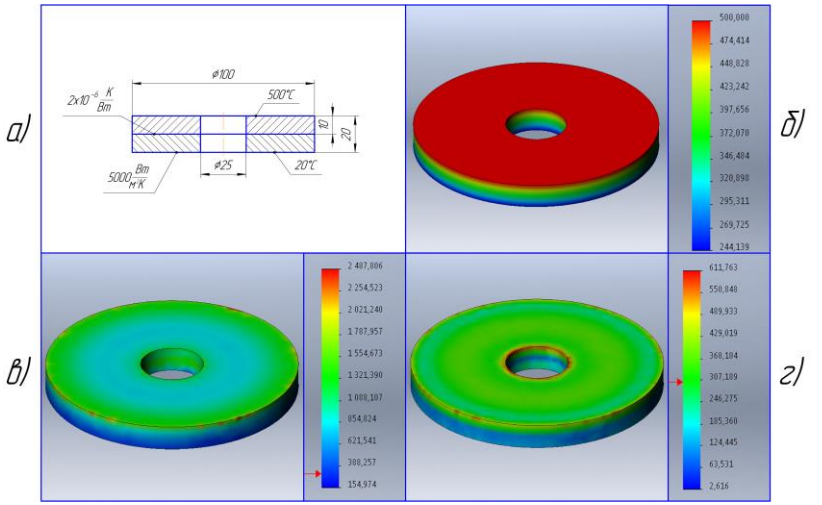


Рис. 4. Щодо аналізу умов закріплення: а) схема й умови взаємодії двох кілець; б) температурне поле нижнього кільця через 450 секунд після початку теплообміну; в) поля еквівалентних температурних напружень нижнього кільця під час його фіксації за трьома координатами (МПа); г) поля еквівалентних температурних напружень нижнього кільця під час його фіксації за однією координатою (МПа)

Висновки. Визначення температурних напружень термонавантажених елементів металургійного обладнання навіть на сьогоднішній день є непростим завданням. Широко відомі рівняння теорії пружності та математичної фізики не дають змоги аналітично розв'язати поставлену задачу і, як наслідок, доводиться вдаватися до чисельних методів розв'язування диференціальних рівнянь із використанням тривимірного моделювання. Водночас на точність отриманих результатів буде впливати не тільки грамотно побудована модель, що є важливим під час аналогічних статичних розрахунків, а й ще низка чинників. До них слід віднести умови закріплення досліджуваної моделі, наявність температурного опору між різними моделями, вказівку характеристик матеріалу як температурно-залежні.

Результати проведеного моделювання свідчать про залежність вищезазначених факторів від значень напружень, що виникають у шлаковій чаші. Температурний опір впливає на однорідність температурного поля і його максимальні значення, неправильні умови закріплення можуть підвищити максимальні напруження в 4 рази, а наявність матеріалу, фізико-механічні параметри якого не залежать від температури, - підвищити напруження ще в 2 рази.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таким чином, аналіз термонапруженого стану шлакових чаш є складнішим і громіздкішим завданням, як порівняти зі статичним розрахунком, не тільки через необхідність окремо розв'язувати задачу з визначення температурного поля як фактора зовнішнього впливу, а й через наявність додаткових умов, необхідних для отримання адекватного результату.

Перелік посилань

1. F.R.N. Nabarro, The calculation of thermal stresses in cylinders. International Journal of Engineering Science. 1981. Vol. 19, Iss. 12. P. 1651-1656. https://doi.org/10.1016/0020-7225(81)90157-9.
2. Иванченко И. Ф. Исследование опытного образца шлаковоза с чашей емкостью 24 м^3. Отчет по НИР (заключительный). Днепропетровск: ДМетИ и ДЗМО, 1977. 148 с.
3. Емелин М. В., Рахманов С. Р. К вопросу оценки термонапряженного состояния и термопрочности чаш шлаковозов. Металлургическая и горнорудная промышленность. 2009. № 2. С. 105-107. URL: https://www.metaljournal.com.ua/mgp-02-2009/
4. Исследование напряжений в стенке чаши шлаковоза / Д. А. Рассохин, В. В. Чигарев, А. В. Лоза, В. В. Шишкин // Вісник приазовського державного технічного університету. 2013. Вип. 27. С. 172-176. URL: https://journals.uran.ua/vestnikpgtu_tech/article/view/31526
5. Transient thermal-stress analysis of steel slag pots: impact of the solidifying-slag layer on heat transfer and wear / I. A. Neacşu, B. Scheichl, H. Rojacz et al. // Steel Research International. 2016. Vol. 87. Iss. 6. P 720-732. https://doi.org/10.1002/srin.201500203
6. Thermal effects on wear and material degradation of slag pots operating in steel production / H. Rojacz, I. A. Neacşu, L. Widder et al. // Wear. 2016. Vol. 350–351. P. 35-45. https://doi.org/10.1016/j.wear.2015.12.009.
7. Development of long-life slag pot by optimizing stiffness structurally for temperature distribution/ K. Kozai, M. Naito, Y. Sato, K. Oyama // AISTech - Iron and Steel Technology Conference Proceedings. 2020. Vol. 3. P. 2233 - 2240. https://doi.org/10.33313/380/241
8. Analysis of Thermal Interactions in the Slag Pots for Transporting Copper Slags / A. Szklarz, A. W. Bydałek, P. Migas et al. // International Journal of Heat and Technology. 2022, Vol. 40, Iss. 2. P. 646 – 652. https://doi.org/10.18280/ijht.400236
9. Timoshenko S. Strength of Materials, 3rd edition. Part 2. Advanced Theory and Problems. Melbourne (Florida): Krieger Publishing Company, 1976. 588 p.
10. Determining the thermally-stressed state of motor-driven bowls for transporting liquid slag / V. Povorotnii, I. Shcherbyna, S. Zdanevych et al. // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 2024. Vol. 1. No. 7(127). P. 99 – 106. https://doi.org/10.15587/1729-4061.2024.299180.
11. Тайц Н. Ю. Технология нагрева стали. М. : Металургиздат, 1962. 567 с.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

References

1. Nabarro, F. R. N. (1981). The calculation of thermal stresses in cylinders. *International Journal of Engineering Science*, 19(12), 1651-1656. https://doi.org/10.1016/0020-7225(81)90157-9

2. Yvanchenko, Y. F. (1977). *Issledovanie opytnogo obraztca shlakovoza s chashei emkostiu 24 m*^{3}. Otchet po NYR. Dnepropetrovsk: DMetY and DZMO

3. Emelyn, M. V. & Rakhmanov, S. R. (2009). K voprosu otsenky termonapriazhennoho sostoianyia y termoprochnosty chash shlakovozov. *Metallurhycheskaia i hornorudnaia promyshlennost*, (2), 105-107. https://www.metaljournal.com.ua/mgp-02-2009/

4. Rassokhyn, D. A., Chyharev V. V., Loza A. V., & Shyshkyn V. V. (2013). Yssledovanye napriazhenyi v stenke chashy shlakovoza. *Visnyk pryazovskoho derzhavnoho tekhnichnoho universytetu*, 27, 172-176. https://journals.uran.ua/vestnikpgtu_tech/article/view/31526

5. Neacşu, I. A., Scheichl, B., Rojacz, H., Vorlaufer, G., Varga, M., Schmid, H., & Heiss, J. (2016). Transient Thermal-Stress Analysis of Steel Slag Pots: Impact of the Solidifying-Slag Layer on Heat Transfer and Wear. *Steel Research int.* , 87, 720-732. https://doi.org/10.1002/srin.201500203

6. Rojacz, H., Neacşu, I. A., Widder, L., Varga, M., & Heiss, J. (2016). Thermal effects on wear and material degradation of slag pots operating in steel production. *Wear*, 350–351, 35-45. https://doi.org/10.1016/j.wear.2015.12.009

7. Kozai, K., Naito, M., Sato, Y., & Oyama, K. (2020). Development of long-life slag pot by optimizing stiffness structurally for temperature distribution. *AISTech - Iron and Steel Technology Conference Proceedings*, 3, 2233 - 2240. https://doi.org/10.33313/380/241

8. Szklarz, A., Bydałek, A. W., Migas, P., Pytel, A., Jaśkowiec, K., Bitka, A., Wójcicki, M., Pysz, S., & Żuczek, R. (2022). Analysis of Thermal Interactions in the Slag Pots for Transporting Copper Slags. *International Journal of Heat and Technology*, 40(2), 646 – 652. https://doi.org/10.18280/ijht.400236

9. Timoshenko, S. (1976). *Strength of Materials, 3rd edition. Part 2. Advanced Theory and Problems*. Melbourne (Florida): Krieger Publishing Company

10. Povorotnii, V., Shcherbyna, I., Zdanevych, S., Diachenko, N., Kimstach, T., Solonenko, L., & Usenko R. (2024). Determining the thermally-stressed state of motor-driven bowls for transporting liquid slag. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 1(7(127)), 99-106. https://doi.org/10.15587/1729-4061.2024.299180

11. Taits, N. Iu. (1962). *Tekhnolohyia nahreva staly*. Metalurhyzdat

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

V. V. Povorotny[1], Ph. D. (Tech.), ORCID 0009-0000-9128-902X
H. I. Tolstikov[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor
I. H. Tolstikov[1]
O. O. Yaichuk[1], ORCID 0009-0009-4034-4266

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*

SOME FEATURES OF MODELING THE RESEARCH PROCESS THERMO-STRESSED BOWL FOR LIQUID SLAG TRANSPORTATION

Abstract. As is known, in metallurgical shops of blast furnace and steelmaking processes, slag carriers are used to drain slag and transport it. The main and most expensive part of a slag carrier is the bowl, which is a steel casting in the form of a thick-walled shell of various configurations. Currently, in blast furnace shops, the most widely used bowls are 16 m^3 in volume, based on frames with carriages and moved by biaxial railway-type undercarriages. At the same time, automobile-type slag carriers carrying one bowl began to be introduced at metallurgical enterprises. The average service life of the bowls is insignificant and on average it is 500-1000 fillings, depending on the chemical composition of the slag, its temperature and a number of other factors. The main reasons for the failure of slag bowls are changes in their shape during operation, expressed in the formation of an annular or local narrowing in the area of the support ring, as well as the appearance of longitudinal and transverse cracks in the walls. Automotive-type bowls last much less due to the frequent failure of the axles, by means of which the axle is mounted on the body of the slag carrier. The above defects appear as a result of cyclic thermal effects caused by natural technological processes in the operation of slag carriers. In a solid body, uneven thermal expansion cannot occur freely and causes thermal stresses, which, in combination with mechanical ones from external forces, can cause significant plastic deformations, leading to complete or progressive destruction of the structure. Knowledge of the magnitude and nature of the distribution of thermal stresses is necessary for a comprehensive analysis of the strength of the structure, and in-depth studies of the thermally stressed state of bowls during their operation will make it possible to develop and adopt engineering solutions to increase their service life.

Key words: slag bowl, thermal stress, deformation, temperature, thermal resistance.

For citation: Povorotny, V. V., Tolstikov, H. I., Tolstikov, I. H., & Yaichuk, O. O. (2024). Some features of modeling the research process thermo-stressed bowl for liquid slag transportation. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 672-685. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-672-685

Стаття надійшла до редакції збірника 22.08.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-686-709
УДК 621.762.4:622.788.32

О. Ю. Худяков[1], к.т.н., с.н.с., ст. досл., ORCID 0000-0002-6507-1120
С. В. Ващенко[1], к.т.н., с.н.с., ст. досл., ORCID 0000-0001-8344-961X
К. В. Баюл[1], д.т.н., с.н.с., ст. досл., ORCID 0000-0003-1426-7956
Ю. С. Семенов[1], к.т.н., с.н.с., зав. відділу, ORCID 0000-0003-2299-5742
П. В. Крот[2], к.т.н., ас. проф., ORCID 0000-0002-3347-3862

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *Вроцлавський технологічний університет*

РОЗРОБКА УНІВЕРСАЛЬНОГО МЕТОДУ ПРОГНОЗУВАННЯ ЩІЛЬНОСТІ ПРЕСОВОК З СУХИХ ДРІБНОФРАКЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ РЕЗУЛЬТАТІВ ПОРІВНЯЛЬНОГО ДОСЛІДЖЕННЯ ФАКТОРІВ УЩІЛЬНЕННЯ

Анотація. Більшість відомих моделей для прогнозу щільності пресовок з порошкових матеріалів мають емпіричний характер та не можуть бути застосовані до широкої номенклатури матеріалів. З метою створення універсального методу прогнозу щільності, в даній роботі виконане порівняльне дослідження впливу технологічних факторів на ущільнюваність порошків, а також встановлено фундаментальні зв'язки ущільнюваності з фізичними та енергетичними властивостями речовини частинок шихти. З використанням методу двофакторного дисперсійного аналізу (Two-Way ANOVA), було виконане порівняння впливу дисперсності та природи речовини частинок сухого порошку на коефіцієнт інтенсивності його ущільнення. Встановлено, що в умовах, коли крупність великих та дрібних часток відрізняються не більше, ніж на один порядок, домінуючим фактором впливу на ущільнюваність порошку являються характеристики природи часток. Отримані надійні, фундаментальні зв'язки ущільнюваності порошків з термодинамічно-тепловими (температурою плавління, теплотою сублімації, тощо) та механічними (модуль Юнга, модуль сдвигу, твердість, тощо) властивостями речовини частинок. Також отримано статистичні зв'язки ущільнюваності порошків з енергетичними характеристиками кристалічної речовини частинок порошку: енергією кристалічної іонної решітки, енергією атомізації та енергіює остовно-електронної взаємодії. Максимальна тіснота кореляції залежностей оцінюється за шкалою Чеддока як висока та дуже висока. На основі вищевказаних залежностей, розроблено множинну регресійну модель сукупного впливу енергетичних та структурних характеристик кристалічної решітки речовини на ущільнюваність шихти. Коефіцієнт детермінації моделі складає 0,98. Також, з використанням

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

отриманих залежностей, розроблено універсальний метод прогнозування щільності пресовок з сухих порошків в залежності від прикладеного тиску пресування. Погрішність прогнозу при застосуванні методу не перевищує 9,5%. Розроблений метод може бути застосований для виконання, без проведення експериментальних досліджень, попередньої оцінки можливості досягнення необхідної щільності брикету, вибору технологічних режимів, визначення енергосилових характеристик процесу і технічних характеристик пресового обладнання.

Ключові слова: сухі дрібнофракційні матеріали, прогнозування щільності пресовок, технологічні фактори, крупність частинок, фізичні властивості речовини, енергетичні характеристики речовини, двофакторний дисперсійний аналіз.

Посилання для цитування: Розробка універсального методу прогнозування щільності пресовок з сухих дрібнофракційних матеріалів на основі результатів порівняльного дослідження факторів ущільнення / О. Ю. Худяков, С. В. Ващенко, К. В. Баюл, Ю. С. Семенов, П. В. Крот // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 686-709. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-686-709.

Вступ і аналіз стану проблеми

В залежності від властивостей перероблюваних дрібнофракційних матеріалів, призначення отримуваного продукту та вимог до нього, процес пресування може бути допоміжним або основним етапом у технологічній схемі окускування. Але у будь якому разі його результати чинять значний вплив на характеристики кінцевого продукції цілого ряду галузей: чорної та кольорової металургії, керамічної, фармацевтичної промисловості тощо [1]. У випадку, коли за етапом пресування слідує етап термічної обробки (наприклад у виробництві металевих [2], керамічних виробів [3], чи при попередньому брикетуванні агломераційної шихти [4]) розмір зерна та загалом мікроструктура спеченого продукту, залежать від пористості «сирої» пресовки. У випадку, коли етап «холодного» пресування є основним способом окускування, його результати безпосередньо визначають структурні і міцністні характеристики продукту [5, 6]. Таким чином, в обох випадках від якості пресовки залежить цілий комплекс характеристик готового продукту: розмір агрегатів, здатність утримувати задану форму і конфігурацію, міцність на удар, стирання, зносостійкість тощо, а також спеціальні технологічні характеристики (такі як калорійність паливних брикетів, або відновлюваність та гаряча міцність металургійних брикетів).

При розробці та вдосконаленні технологій пресування дрібнофракційних матеріалів особлива увага приділяється

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

моделюванню процесу пресування з метою його прогнозування та оптимізації. Проте більшість відомих моделей є емпіричними, а отже і придатними для використання виключно в тих умовах та з тими матеріалами, для яких були проведені експерименти. Результати, отримані від застосування подібних емпіричних моделей не мають узагальнюючого характеру та не можуть бути застосовані до широкої номенклатури матеріалів. Прикладами реалізації такого підходу можуть слугувати моделі, розроблені в статтях [7-16], які дають можливість дослідити вплив технологічних параметрів на показники якості пресовок для тільки конкретних виробничих схем.

Окремо слід відзначити дослідження, автори яких встановлюють емпіричні зв'язки між вихідними технологічно-контрольованими параметрами процесу та міцністю окускованого продукту, без урахування, в якості проміжного етапу, процесу ущільнення і його результатів: щільності, пористості, площі поверхні зерен та інших характеристик [18-24]. Обмеженість подібного підходу очевидна, оскільки при найменших змінах характеристик матеріалів чи обладнання, моделі втрачають коректність.

В попередній роботі авторів [17] розроблено класифікацію факторів ущільнення шихт, згідно з якою надається можливим виділити три групи факторів: 1) властивості рідкої фази в шихті, 2) властивості речовини частинок шихти, 3) індивідуальні та сукупні властивості частинок. Якщо характер впливу першого фактору був достатньо вивченим в роботі [17], то проблема сукупного впливу двох останніх груп факторів потребує додаткового дослідження. Більш того, в спеціальній літературі існують взаємносуперечливі погляди на дане питання. Так автори робіт [25-27] встановили на якісному рівні наявність зв'язку між поведінкою порошків різних хімічних елементів при пресуванні та властивостями речовини частинок порошку, а саме з електронною будовою атомів відповідних хімічних елементів. В той же час автор робіт [28,29] піддає сумніву вирішальну роль впливу природи речовини частинок порошку на його ущільнюваність, та стверджує, що поведінка сипких тіл при пресуванні визначається головним чином індивідуальними та сукупними властивостями частинок, а саме їх дисперсністю та морфологією.

Мета дослідження: розробка універсального методу прогнозування щільності пресовок та перевірка його працездатності.

Завдання дослідження: порівняння впливу на ущільнюваність сухих дрібнофракційних матеріалів двох груп факторів: властивостей речовини частинок шихти і індивідуальних та сукупних властивостей частинок; встановлення, на основі отриманих результатів порівняльного дослідження, фундаментальних зв'язків між факторами

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ущільнення та ущільнюваністю порошкових матеріалів.

Матеріали та методи дослідження

Для проведення дослідження використані три типи матеріалів: дрібнофракційні матеріали чорної металургії, порошки хімічно чистих гетероатомних сполук та порошки хімічних елементів. Всі матеріали не містять вологи, або містять тільки її сліди.

Сировинні матеріали, які застосовуються в чорній металургії представлені магнетитовою рудою Криворізького залізорудного басейну (Україна) та кам'яним вугіллям марки Ж Львовсько-Волинського вугільного басейну (Україна). Гранулометричний склад матеріалів визначали методом ситового аналізу в лабораторних умовах ІЧМ НАНУ. Магнетитова руда містить: 38,9% фр. 0-0,25мм; 14,6% фр. 0,25-0,5мм; 6,7% фр. 0,5-1мм; 29,3% фр. 1-2мм; 10,5% фр. 2-3 мм. Кам'яне вугілля містить: 37,3% фр. 0-0,25мм; 13,9% фр. 0,25-0,5мм; 5,5% фр. 0,5-1мм; 29,8% фр. 1-2мм; 13,5% фр.2-3 мм. Магнетитова руда містить: 60,0% $Fe_{заг}$, 1,58% FeO, 84,0% Fe_2O_3, 10,4% SiO_2, 1,53% Al_2O_3, 0,3% CaO, 0,41% MgO. Кам'яне вугілля містить: 86,2% $C_{заг}$, 34,33% V, 5,31% A, 2,68% $S_{заг}$.

Перелік та відомості про властивості порошків хімічно чистих гетероатомних сполук, спресованих в лабораторні пресовій установці Інституту чорної металургії НАНУ, (ІЧМ НАНУ) приведені в табл. 1.

Таблиця 1 – Властивості порошків гетероатомних хімічних сполук, спресованих в ІЧМ

№	Порошок та джерело з описом властивостей	Тип / марка	Хімічний склад	Вміст вологи
1	Хлорід калію [30]	ChDA	> 99,8 % KCl	<0,05%
2	Карбонат кальцію [31]	Ch	> 98 % $CaCO_3$	<0,5%
3	Оксид міді (I) [32]	ChDA	> 99 % Cu_2O	<0,05%
4	Фторид кальцію [33]	FF-95	> 96 % CaF_2	<0,1%
5	Оксид заліза (II) [32]	ChDA	> 99 % FeO	<0,05%
6	Оксид титану (IV) [34]	R-1	> 98 % TiO_2	<0,3%
7	Оксид кремнію (IV) [35]	ChDA	> 98 % SiO_2	<0,05%
8	Оксид алюмінію [36]	G-00	> 97 % Al_2O_3	<0,6%

Властивості та експериментальні криві ущільнення порошків решти хімічно чистих матеріалів отримані з наступних літературних джерел. З роботи [37] взяті експериментальні криві пресування та відомості, щодо властивостей більшості порошків хімічних елементів з *s,p,d,f* - блоків Періодичної таблиці. Данні щодо порошків Be, Bi отримані з роботи [38], порошків Th, U – з роботи [39]. Результати експериментів по пресуванню WC, TiC взяті в дослідженні [40],

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

бромідів срібла – в роботі [41], Al_2O_3 – в роботі [42], KCl, NaCl, $CaCO_3$ – в дослідженні [43], розпиленого порошку Al_2O_3 - в роботі [44].

Докладний опис параметрів лабораторної установки, методик проведення експериментів і аналітичної обробки дослідних даних наведені в попередній роботі авторів [16].

В якості показника ущільнюваності порошків в роботі застосований коефіцієнт інтенсивності ущільнюваності дрібнофракційних матеріалів *a*, який характеризує схильність матеріалу до скорочення об'єму, ущільнення під час прикладання тиску пресування і визначається як $a = \frac{dln(\rho_s^2 - \rho^2)}{d\sqrt{P}}$. Зазначений коефіцієнт *a* являється постійним параметром рівняння пресування порошків, розробленого авторами в роботах [15-16]:

$$ln(\rho_s^2 - \rho^2) = -a\sqrt{P} + ln(\rho_s^2 - \rho_0^2), \quad (1)$$

де ρ - щільність пресовки, г/см^3; ρ_0 - насипна щільність порошку, г/см^3; ρ_S - істинна щільність частинок порошку, г/см^3; Р - тиск пресування, МПа; *a* - коефіцієнт інтенсивності ущільнення дрібнофракційного матеріалу під час пресування.

Крім коефіцієнту *a*, в даному дослідженні застосована також зворотня до нього величина, а саме коефіцієнт *1/a*, який визначається як $^1/_a = \frac{d\sqrt{P}}{dln(\rho_s^2 - \rho^2)}$. Коефіцієнт *1/a* має протилежний до коефіцієнту ущільнюваності фізичний зміст та може бути названий коефіцієнтом резистентності порошкового матеріалу, оскільки відображає здатність матеріалу чинити опір зовнішній механічний дії, а саме тиску пресування.

Для аналітичної обробки експериментальних даних, при порівнянні впливу технологічних факторів на ущільнюваність, використовувався метод двофакторного дисперсійного аналізу (Two-Way ANOVA) [45-47].

Результати дослідження та їх обговорення

Порівняння впливу природи речовини та крупності частинок на ущільнюваність дрібнофракційних матеріалів. При плануванні експериментів для порівняльного дослідження технологічних факторів ущільнюваності дрібнофракційних матеріалів, досліджуваною ознакою являвся коефіцієнт інтенсивності ущільнюваності порошків *a*. Групу факторів, що відображують властивості твердофазної речовини частинок порошку, представлено показником опору речовини руйнуванню (фактор *A*). Оскільки цей показник в даному дослідженні мусить одночасно характеризувати міцність на стиск та мінералогічну

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

твердість матеріалу, то він має не кількісний, а якісний характер. Групу факторів, що відображують індивідуальні та сукупні властивості частинок порошку, представлено показником крупності, а саме фракцією частинок (фактор *B*).

Фактори варіювалися максимальному та мінімальному рівнях. Авторами зроблене припущення, що максимальне значення опору речовини руйнуванню, має відповідати твердому та міцному матеріалу (*A1:HM*=2-3, $\sigma_{ст}$=4-7МПа), а мінімальне – м'якому та крихкому (*A2:HM*=5-6, $\sigma_{ст}$=20-25МПа). Два рівня крупності часток відповідають категоріям: дрібні (*B1:*фр.0-0,25мм) та крупні частки (*B2:*фр.0,25-3мм). Для фізичного втілення рівнів факторів при проведенні експериментів по пресуванню шихт, було використано два дрібнодисперсні матеріали ГМК: магнетитову руда і кам'яне вугілля з дрібним та крупним розміром часток.

Експерименти сплановано відповідності до повного плану експериментів для двох факторів на двох рівнях ПФЕ 2^2 [45, 46]. Досліди для кожної комбінації факторів повторювали тричі. Матриця плану ПФЕ 2^2 та результати експериментів, приведені в таблиці 2, утворили масив вихідних даних для проведення дисперсійного аналізу впливу природи речовини і крупності часток на ущільнюваність дрібнодисперсних матеріалів.

Таблиця 2 – Матриця плану ПФЕ 2^2 та результати експериментів

№	Комбінація факторів	Коефіцієнт інтенсивності ущільнення *a*		
1	*A1B1*	0,078	0,079	0,083
2	*A1B2*	0,109	0,104	0,105
3	*A2B1*	0,021	0,021	0,018
4	*A2B2*	0,025	0,024	0,023

При проведенні дисперсійного аналізу було прийнято наступні вихідні умови: a=b=2 (тобто фактори *A* та *B* варіюються на двох рівнях згідно з табл. 2), n=3 (кількість повторів в кожній точці досліду рівняється трьом), N =12 (загальна кількість дослідів дорівнює 12). Попередні розрахунки сум значень признаків C_0, C_i, C_j, C_{ij} , необхідні для встановлення сум квадратів ефектів Q_A, Q_B, Q_{AB}, Q_Z, являються суто обчислювальними етапами, які не мають самостійного наукового значення, і тому в даному досліджені не приводяться.

Результати розрахування суми квадратів ефектів Q, кількості ступенів свободи υ, виправленої дисперсії S^2, критерія Фішера F та долі впливу η для факторів та їх комбінацій приведені в підсумковій таблиці двофакторного дисперсійного аналізу (див. табл. 3).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Таблиця 3 – Двофакторний дисперсійний аналіз

Фактори	*Q*	*υ*	S^2	*F*	*η, %*
A	0,015123	1	0,015123	3360,67	93,37
B	0,000675	1	0,000675	150	4,17
AB	0,000363	1	0,000363	80,67	2,24
z	0,000036	8	0,0000045	-	0,22

Оскільки $\upsilon_A = \upsilon_B = \upsilon_{AB} = 1$ та $\upsilon_z = 8$, то для досліджуваних факторів та їх комбінації, критичні значення критерію $F_{табл}$ при рівні значимості P=0,05 однакові та дорівнюють $F_{табл}$= 5,32. Безпосереднім порівнянням отриманих значень критеріїв Фішера F_A, F_B, F_{AB} з критичним значеннями критерію $F_{табл}$ встановлено, що F_A (F_B, F_{AB}) > $F_{табл}$, отже нульова гіпотеза відкидається, а фактори та їх комбінація суттєво впливають на досліджувану ознаку (ущільнюваність). Крім того, як свідчать дані дисперсійного аналізу з таблиці 3, доля впливу фактору *A* (опір речовини руйнуванню) на коефіцієнт інтенсивності ущільнення порошкового матеріалу *a* складає 93,37 %, впливу фактору *B* - 4,17 % , взаємодії факторів *AB* – 2,24 %. При цьому частка впливу неврахованих факторів *z* дорівнює лише 0,22 %, тобто ущільнюваність сухих порошків повністю залежить від обраних факторів.

Оскільки встановлено суттєвий вплив факторів на мінливість досліджуваної ознаки, то було вивчено значимість його середніх величин на окремих рівнях. Результати відповідних розрахунків приведені в таблиці 4. При цьому слід зазначити, що табличні значення *t*-критерію Стьюдента обрані при рівні значимості P = 0,05 та кількості ступенів свободи $\upsilon = \upsilon_z = 8$.

Таблиця 4 – Оцінювання значимості середніх досліджуваної ознаки (ущільнюваності)

	$\overline{a_{Фn}}$	$\overline{a_{Фn}}$-$\overline{a_{Фm}}$	*t*	$\bar{S}$	$\bar{S} \cdot t \cdot 10^{-3}$
A	$\overline{a_{A1}}$ =0,093 ; $\overline{a_{A2}}$ = 0,022	$\overline{a_{A1}} - \overline{a_{A2}} = 0{,}071$	2,31	1,225	2,289
B	$\overline{a_{B1}}$ =0,05 ; $\overline{a_{B2}}$ = 0,065	$\overline{a_{B1}} - \overline{a_{B2}} = 0{,}015$	2,31	1,225	2,289
AB	$\overline{a_{A1B1}} = 0{,}08$; $\overline{a_{A1B2}} = 0{,}106$ $\overline{a_{A2B1}} = 0{,}02$; $\overline{a_{A2B2}} = 0{,}024$	$\overline{a_{A1B1}} - \overline{a_{A1B2}} = 0{,}026$ $\overline{a_{A2B1}} - \overline{a_{A2B2}} = 0{,}004$ $\overline{a_{A1B1}} - \overline{a_{A2B2}} = 0{,}056$ $\overline{a_{A2B1}} - \overline{a_{A1B2}} = 0{,}086$	2,31	1,732	4

де $\overline{a_{Фn}}$ - середні значення признаку на рівнях факторів; $\overline{a_{Фn}}$-$\overline{a_{Фm}}$ - різниця середніх значень признаку; $\bar{S}$ - стандартна похибка різниці середніх.

Аналіз даних, приведених в таблиці 4, свідчить, що різниця середніх значень ущільнюваності для факторів *A* та *B* більша за вираховану для них граничну похибку різниці середніх $\bar{S} \cdot t$, отже

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

надається можливим прийти до висновку, що фактори *A і B* на обох рівнях суттєво впливають на коефіцієнт інтенсивності ущільнення дрібнодисперсного матеріалу *a*. Аналіз ефектів взаємодії факторів показує, що різниці середніх значень признаку для всіх комбінацій факторів та їх рівнів, окрім випадку $\overline{a_{A2B1}} - \overline{a_{A2B2}}$, перевищують відповідну граничну похибку $\bar{S} \cdot t$, тобто є значимими та чинять суттєвий вплив на досліджувану ознаку. Водночас, оскільки $\overline{a_{A2B1}} - \overline{a_{A2B2}} = \bar{S} \cdot t$, то можна стверджувати, що різниця середніх значень ущільнюваності при порівнянні комбінації та факторів *A2B1* і *A2B2* наявна, але є не надто суттєвою, що і проілюстровано на рисунку 1.

Аналізуючи дані табл. 4 та рис. 1, слід зазначити, що *max* значення *a*=0,106 спостерігається для комбінації факторів *A1B2*, тобто найбільшою ущільнюваністю при пресуванні характеризується дрібнодисперсний матеріал зі слабким опором руйнуванню (низькою твердістю та міцністю) і крупними частками. Мінімальне ж значення *a* = 0,02 спостерігається для комбінації факторів *A2B1*, тобто найменшою ущільнюваніс-тю при пресуванні характеризується твердий та міцний матеріал з дрібними частками.

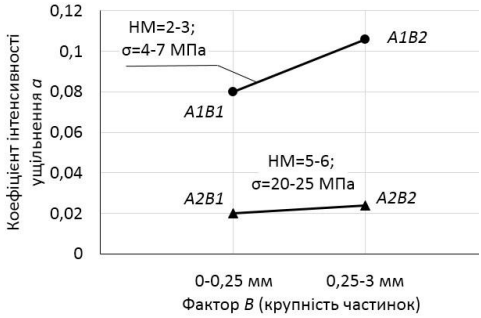


Рисунок 1 – Вплив природи речовини часток та їх крупності на ущільнюваність

Також очевидно, що хоча ущільнюваність і зростає при підвищенні крупності часток, але різниця в величині к-та *a*, для матеріалу з високим степенем опору руйнуван-ню при зміні крупності часток в досліджуваному діапазоні (з 0-0,25 мм до 0,25-3 мм), є значно меншою, ніж для матеріалу з низьким степенем опору руйнуванню. Дійсно, різниця між $\overline{a_{A2B1}} = 0{,}02$ та $\overline{a_{A2B2}} = 0{,}024$ складає лише Δa = 0,004 та, як вказувалося вище, дорівнює граничній похибці, водночас різниця між $\overline{a_{A1B1}} = 0.08$ та $\overline{a_{A1B2}} = 0{,}106$ дорівнює вже Δa = 0,026 та є суттєвою. За результатами проведеного двофакторного дисперсійного аналізу, надається можливим константувати, що досліджувані фактори *A* та *B* суттєво впливають на коефіцієнт

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

інтенсивності ущільнення *a*. Проте, на величину ущільнюваності дрібнодисперсного матеріалу набагато сильніше впливають властивості речовини часток матеріалу, ніж його фракційний склад, що підтверджується насамперед розрахунком питомої ваги впливу факторів (η_A = 93,37% проти η_B = 4,175, див. табл. 3) та аналізом середніх значень признаку на різних рівнях факторів та їх комбінацій (див. рисунок 1, табл. 4). Отримані висновки дисперсійного аналізу дозволяють перейти до встановлення, на основі отриманих результатів порівняльного дослідження, фундаментальних зв'язків між факторами ущільнення та ущільнюваністю порошкових матеріалів. При цьому очевидно, що оскільки відносний вплив фізичних властивостей часток шихти η_A набагато перевершує вплив крупності часток η_B, то останній чинник в подальшому дослідженні допустимо не розглядати.

Зв'язок ущільнюваності порошків з фізичними властивостями речовини частинок. Шляхом апроксимації експериментальних кривих пресування порошків хімічних елементів з *s,p,d,f* - блоків за допомогою рівняння пресування (1) розраховано відповідні коефіцієнти інтенсив-ності ущільнення *a*. З використанням утвореного масиву даних, авторами проведений статистичний аналіз зв'язків між ущільнюваністю порошків з хімічних елементів, з одного боку, та фізичними і механічними властивостями хімічних елементів, відомості про які отримано з літературних джерел [48-52]. Результати порівняння приведені на рисунку 2.

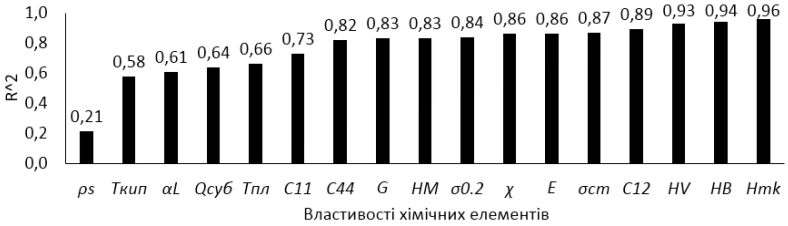


Рисунок 2 – Статистичний зв'язок ущільнюваності порошків хімічних елементів з властивостями елементів

Найменшою тіснотою кореляційного зв'язку з ущільнюваністю порошку *a* характеризується показник істинної щільності хімічних елементів ρ_S (R^2 = 0,21), який не характеризує сили хімічного зв'язку, що діють між елементами кристалічної решітки, а відображує лише структурні параметри будови решітки. Тіснота кореляційного зв'язку з коефіцієнтом *a* для групи термодинамічних і теплових властивостей речовини часток лежить в межах значень коефіцієнту детермінації R^2 від 0,58 до 0,66, а для групи механічних властивостей R^2 складає від

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

0,73 до 0,96. Зазначимо, що термодинамічні і теплові властивості речовини мають однакову енергетичну природу, оскільки відображають кількість енергії, яку необхідно докласти для руйнування кристалічної решітки речовини. При цьому група термодинамічних і теплових властивостей відображає здатність решітки чинити опір зовнішній термічній дії, а група механічних властивостей – опір зовнішній механічній деформації. Тобто, чим сильніша сила зв'язку між атомами в кристалічній решітці, тим більше енергії необхідно витратити для її руйнування термічним або механічним шляхом.

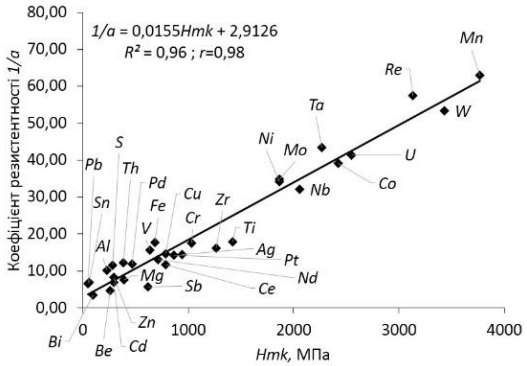


Рисунок 3 – Залежність к-та резистентності від мікротвердості частинок порошку

Максимальну кореляцію, виявлено між мікротвердістю речовини *Hmk* та коефіцієнтом резистентності *1/a* (рис. 3), можливо стверджувати про наявність майже функціонального зв'язку, адже R^2=0,96, що відповідає коефіцієнту кореляції r =0,98. Приймаючи до уваги ви-соку тісноту зв'язку та універсальний характер кореляційних залежностей, встановлених між ущільнюваністю порошку та влативостями речовини частинок порошку, які характеризують зовнішню енергетичну дію, прикладену термічним або механічним способом, надається можливим висунути наступну робочу гіпотезу. На думку авторів, ущільнюваність порошку має енергетичну природу та залежить, насамперед, від дії міжатомних та міжмолекулярних сил зв'язку в речовині частинок порошку.

Зв'язок ущільнюваності порошків з енергетичними характеристиками речовини. З метою перевірки висунутої гіпотези, був виконаний кореляційний аналіз зв'язків ущільнюваності порошків з енергетичними характеристика-ми міжатомних сил зчеплення в порошках гетеро-атомних хімічних сполук. Експериментальні криві пресування матеріалів з табл. 1 зображені на рис. 4. Криві пресування решти, використаних в роботі, порошків містяться з літературних

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

першоджерелах [40-44]. Методика розрахунку коефіцієнтів інтенсивності ущільнення *a* порошків досліджуваних матеріалів аналогічна застосовуваній в попередньому підрозділі статті.

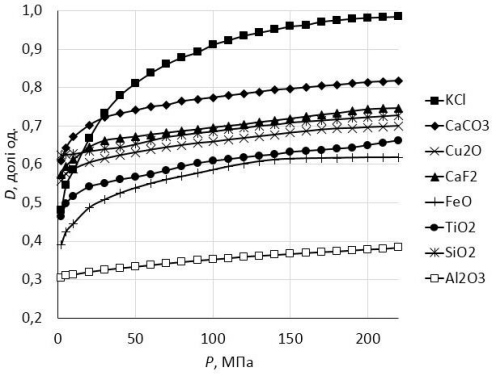


Рисунок 4 – Залежності відносної щільності пресовок від тиску пресування (експерименти, виконані в ІЧМ НАНУ)

На даний час надається можливим виділити три найбільш відомі концепції для оцінки енергетичної характеристики кристалічної речовини: енергію кристалічної іонної решітки *U*, Дж/моль, енергію атомізації E_a, Дж/моль та енергію остовно-електронної взаємодії *W*, Дж/моль. Вказані показники визначається за термохімімічним циклом Борна-Габера наступним чином:

$$U = \Delta H^0_{298} - \sum_M \Delta H^0_{298}\,(M) - \sum_X \Delta H^0_{298}\,(X) - \sum_M I + \sum_X F; \quad (2)$$

$$E_a = \Delta H^0_{298} - \sum_M \Delta H^0_{298}\,(M) - \sum_X \Delta H^0_{298}\,(X)\,; \quad (3)$$

$$W = \Delta H^0_{298} - \sum_M \Delta H^0_{298}\,(M) - \sum_X \Delta H^0_{298}\,(X) + \sum I_n. \quad (4)$$

де $\Delta H^0_{298} -$ теплота утворення кристалічної сполуки з елементів; $\sum_M \Delta H^0_{298}\,(M), \sum_X \Delta H^0_{298}\,(X) -$ суми теплот утворення газоподібних атомів металів та металлоїдів, відп.; $\sum_M I -$ сума потенціалів іонізації всіх катіонів; $\sum_X F -$ сума спорідненості до електронів всіх аніонів.

Для енергетичних характеристик гетероатомних сполук використані наступні формули:

1) формула А.Ф. Капустинського для розрахунку енергії кристалічної іонної решітки *U* [53] (для одноатомних іонів використані кристаллохімічні радіуси системи Гольдшмідта для КЧ= 6 [53], а для багатоатомних іонів використані термохімічні радіуси, наведені в роботі К.Б. Яцмірского [54]);

2) формула В.С. Урусова для розрахунку енергії атомізації *Ea* бінарних сполук [55] (електронегативності елементів визначалися за шкалою Полінга [56]);

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

3) для розрахунку енергії атомізації E_a комплексних сполук використаний метод К.С. Краснова [57], згідно з яким енергетична характеристика складного з'єднання приблизно дорівнює сумі енергій більш простих нейтральних складових частин;

4) формула В.В. Зуєва для розрахунку енергії остовно-електронної взаємодії W [58,59].

Крім розрахунку мольних величин енергій за вищепереліченими формулами виконаний також і розрахунок питомих енергій: масової та об'ємної (позначених надалі підстроковими індексами m та v, відповідно).

Отриманий масив енергетичних характеристик був використаний для встановлення статистичних зв'язків між ущільнюваністю порошків з гетероатомних сполук та енергетичними характеристиками речовини часток. Встановлено, що між ними існують лінійні кореляції з коефіцієнтом детермінації в межах від R^2=0,6 до R^2=0,87. На рис. 5 приведені результати порівняння коефіцієнтів детермінації отриманих залежностей для бінарних сполук.

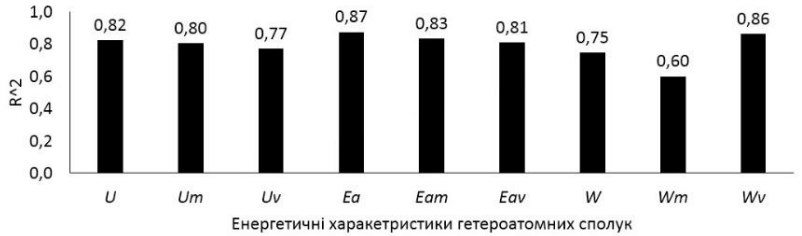


Рисунок 5 – Статистичний зв'язок ущільнюваності порошків гетероатомних сполук з енергетичними характеристиками речовини часток

Встановлення max значення коефіцієнту детермінації на рівні R^2=0,87 для зв'язку між к-том резистентності *1/a* та енергією атомізації *Ea* порошків з бінарних сполук (див. рис. 6), дозволяє оцінити ступень кореляції за шкалою Чеддока, як дуже високий. Відповідно, висунута авторами гіпотеза, щодо енергетичної природи ущільнюваності порошків може вважатися підтвердженою.

Разом з тим, як вказують автори робіт [53-60], фізичні властивості речовини, а значить і ущільнюваність порошків, мають залежати не тільки від величини сил зв'язку між атомами та молекулами, але й від способу їх просторового розміщення в кристалічній решітці. Для врахування останнього фактору, в якості інтегрального структурного показника будови кристалу в даному дослідженні використаний модифікований коефіцієнт щільності пакування атомів *d*, розроблений авторами на основі однойменного коефіцієнту *x*, запропонованого в

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

роботі [61]:

$$d = \frac{Z}{Z_{NaCl}} \sqrt[3]{\frac{V_{NaCl}}{V}}, \quad (5)$$

де Z, Z_{NaCl} – кількість самостійних структурних одиниць в кристалічній решітці умовної молекули досліджуваного мінералу та галіту, відповідно; V, V_{NaCl} – об'єм елементарної ячейки мінералу та корунду, галіту, відп.

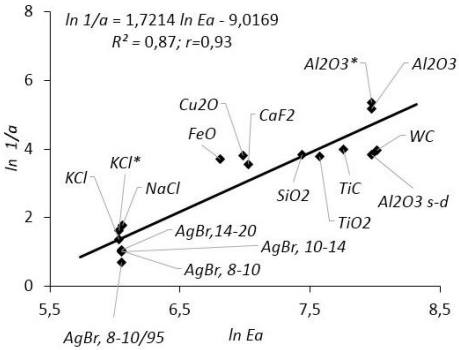


Рисунок 6 – Залежність коефіцієнту резистентності від енергії атомізації E_a

Спільне використання енергії активації *Ea* та модифікованого коефіцієнту щільності пакування *d* дозволили отримати математичний вираз для визначення коефіцієнту резистентності *1/a* у вигляді неповного квадратичного поліному (6):

$$1/a = 57{,}74 + 0{,}02Ea - 124{,}36d + 61{,}67d^2. \quad (6)$$

Коефіцієнт детермінації отриманої залежності (6) становить R^2=0,98. Зауважимо, що залежність, встановлена вище між коефіцієнтом резистентності *1/a* та тільки енергетичним показником *Ea*, характеризувалась коефіцієнтом детермінації R^2=0,87 (див. рис. 6).

Отриманий результат підтверджує одночасну залежність ущільнюваності порошків від величини сил зв'язку між атомами (енергетична характеристика) та від їх просторового розміщення в кристалічній решітці (структура характеристика). Графічний аналіз залежності (6) свідчить, що зі збільшенням енергії взаємодії атомів в кристалічній решітці мінералу та скороченням відстаней між ними (збільшенням величини коефіцієнту *d)* збільшується резистентність порошків, тобто їх опір стисканню, та, відповідно, одночасно зменшується їх ущільнюваність.

Зазначимо, що оскільки модель (6) впливу енергії атомізації E_a та модифікованого коефіцієнту щільності пакування атомів *d* на

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ущільнюваність порошків була отримана з використанням невеликої кількості експериментального матеріалу, в якому до того ж були представлені тільки бінарні хімічні сполуки, то очевидно, що вона потребує уточнення за рахунок аналізу більшої кількості експериментальних даних, отриманих при пресуванні порошків не тільки бінарних, а й комплексних сполук. Цей напрям є перспективним для подальших досліджень.

Розробка та перевірка універсального методу прогнозування щільності пресовок. Для розробки методу прогнозування щільності пресовок авторами використане рівняння пресування (1), єдиним змінним параметром в якому є коефіцієнт інтенсивності ущільнення порошку *a*. Згідно з отриманими в даному досліджені результатами, для сухого порошку з відносно невеликою різницею з крупності фракцій (лінійні розміри великих та дрібних часток відрізняються приблизно на один порядок), домінуючим фактором впливу на ущільнюваність порошку являються характеристики природи часток.

Як свідчать дані порівняння, приведеного на рис. 3, найбільшою тіснотою кореляційних зв'язків характеризується залежність між коефіцієнтом *a* та мікротвердістю *Hmk*. Однак необхідно зазначити, що коло мінералів з експериментально визначеною мікротвердістю є доволі обмеженим, тому в даній роботі використано відому формулу залежності між мікротвердістю *Hmk* та твердістю за мінералогічною шкалою Мооса *HM* [62]: $HM = 0{,}7\ \sqrt[3]{Hmk}$.

Виразимо рівняння пресування (1) через відносну щільність брикету та визначимо коефіцієнт *a* з використанням статистичної моделі *1/a=f(Hmk*), приведеної на рисунку 3, представивши мікротвердість *Hmk,* як функцію твердості за шкалою Мооса *HM*. Після виконання зазначених операції отриманий вираз має вигляд:

$$D = \sqrt{1 - \frac{1 - D_0^2}{\exp\left(\frac{\sqrt{P}}{0{,}46HM^3 + 2{,}37}\right)}}, \qquad (7)$$

де *D, D_0* – відносна щільність пресовки та шихти у насипному стані, відповідно; *P* – тиск пресування, МПа.

Перевірку точності роботи моделі (7) виконали шляхом порівняння експериментальних та розрахункових значень щільності пресовок при однакових тисках пресування. В якості таких експериментальних даних використали криві пресування порошків хімічних сполук з твердістю від 2-2,5 од. до 9 од. за шкалою Моосу, приведені вище на рис. 4.

Згідно з проведеними розрахунками, мінімальне значення помилки

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

прогнозу склало 1,9 % для порошку CaF_2, а максимальне 9,5% для порошку FeO. Середнє значення помилки прогнозу дорівняю 5,9 %, Оскільки жодне з отриманих значень помилки не перевищує 10%, то модель (7) може вважатись достатньо точною для використання в практичних цілях.

На рис. 7 представлено експериментальні та розрахункові криві пресування для порошків CaF_2 та FeO, які наочно демонструють найбільшу та найменшу точність прогнозу, отриманих при застосуванні моделі (7).

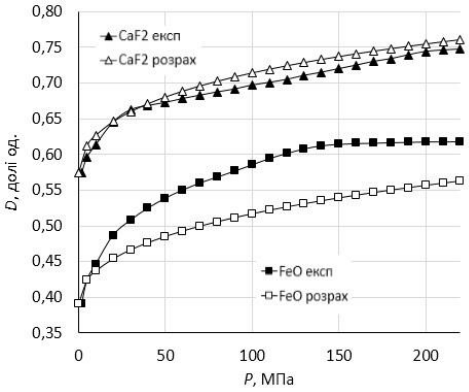


Рисунок 7 – Експериментальні і розрахункові криві пресування порошків CaF_2 та FeO

На рис. 8 приведені значення помилок прогнозу для всіх використаних порошків. Перевірку методу, розробленого на основі аналізу експериментальних кривих пресування порошків хімічних елементів, виконано для на масиві експериментальних кривих пресування порошків хімічних сполук, що, на думку авторів, є підтвердженням його універсальності.

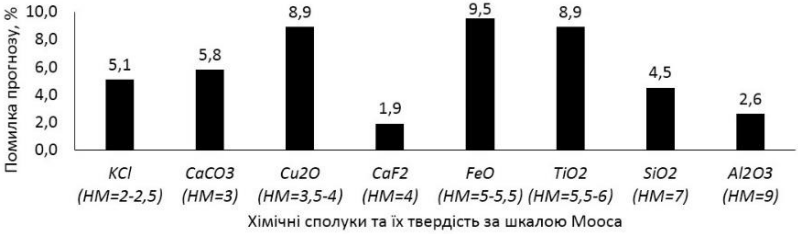


Рисунок 8 – Величини помилок при розрахнку кривих пресування за моделлю

Таким чином, модель (7) являється універсальним методом, який може бути використаний для прогнозування щільності пресовок в залежності від тиску, за умови, що заздалегідь відомі насипна

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

щільність порошку та мінералогічна твердість його частинок. В якості недоліку розробленого методу необхідно вказати на певну обмеженість сфери його застосування, оскільки характеристика природи речовини часток порошку, виражена через мінералогічну твердість, може бути використана тільки при прогнозуванні щільності пресовок з монокомпонентної шихти, тобто такої шихти, яка складається з одного матеріалу.

Висновки

1. Виконано порівняльне дослідження впливу на ущільнюваність сухих дрібнофракційних матеріалів двох груп технологічних факторів: властивостей речовини частинок шихти і індивідуальних та сукупних властивостей частинок. Встановлено, що за умов, коли середня крупність великих та дрібних частинок в порошку відрізняється не більше ніж в 10 раз, ущільнюваність порошку майже повністю визначається фізичними властивостями речовини частинок. Так питома вага впливу властивостей речовини частинок на ущільнюваність порошку досягає 93,37%, тоді як аналогічний показник впливу крупності складає лише 4,175%.

2. Встановлені статистичні зв'язки між ущільнюваністю порошків і термодинамічно-тепловими властивостями (R^2=0,58-0,66) та механічними властивостями речовини (R^2=0,73-0,96). Найбільшою тіснотою зв'язку з ущільнюваністю порошків характеризується мікротвердість речовини частинок порошку *Hmk*. Встановлені статистичні зв'язки між ущільнюваністю порошків і енергетичними характеристиками кристалічної речовини частинок. (R^2=0,6-0,87) Найбільшою тіснотою зв'язку з ущільнюваністю порошків характеризується енергія атомізації кристалічної речовини E_a.

3. Розроблено модель сукупного впливу енергії атомізації E_a та щільності пакування атомів d на ущільнюваність порошків. Модель потребує подальшого вдосконалення за рахунок аналізу даних додаткових експериментів по пресуванню порошків, в особливості порошків комплексних хімічних сполук.

4. Розроблено універсальний метод прогнозування щільності пресовок D з однокомпонетних шихт в залежності від прикладеного тиску пресування P. В якості постійних параметрів методу використовуються насипна щільність шихти D_0 та твердість матеріалу за мінералогічною шкалою Мооса *HM*. Помилка при застосуванні методу не перевищує 9,5%, середня помилка складає 5,9%.

Перелік посилань

1. Comoglu T. An overview of compaction equations. Journal Fac. Pharm. 2007. Vol. 36, Iss. 2. P. 123-133.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

2. Öztürk B., Topcu A., Cora Ö.N. Influence of processing parameters on the porosity, thermal expansion, and oxidation behavior of consolidated $Fe_{22}Cr$ stainless steel powder. Powder Technology. 2021. Vol. 382. P.199-207.

3. Kempen D., Piccolroaz A., Bigoni D. Thermomechanical modelling of ceramic pressing and subsequent sintering. International Journal of Mechanical Sciences. 2019. Vol. 156. P.146-158.

4. Improving Sintering Performance of Specularite Concentrates by Pre-briquetting Process / J. Pan, B. Shi, D. Zhu et al. // ISIJ International. 2016. Vol. 56, Is. 5. P. 777-785.

5. Experimental verification of new compaction equations for fine materials of the mining and metallurgical complex. Part 1. Basic compaction equation / A. Yu. Khudyakov, S. V. Vashchenko, K. V. Baiul et al. // Refract. Industr. Ceram. 2021. Vol. 62, No. 1. P. 15-24.

6. Optimization of wastes compaction parameters in case of gradual wear of the briquetting press rolls / K. V. Baiul, S. V. Vashchenko, A. Yu. Khudyakov et al. // Structural Integrity. 2022. Vol. 25. P. 293-302.

7. Modelling the Compaction Step of a Platform Direct Compression Process / R. V. G. Peddapatla, C. Slevin, G. Sheridan et al. // Pharmaceutics. 2022. Vol. 14, 695.

8. Compression prediction accuracy from small scale compaction studies to production presses / K. G. Pitt, R. J. Webber, K. A. Hill et al. // Powder Technology. 2015. Vol. 270, Part B. P. 490-493.

9. Persson A. S., Alderborn G. A hybrid approach to predict the relationship between tablet tensile strength and compaction pressure using analytical powder compression. European Journal of Pharmaceutics and Biopharmaceutics. 2018. Vol. 125. P. 28-37.

10. Liang Y., Gregory N., Binner J. Green Forming with Nanoparticles. Key Engineering Materials. 2004. Vol. 264-268. P. 2319-2322.

11. Obradović N., Djordjevic N., Peles A. The influence of compaction pressure on the density and electrical properties of cordierite-based ceramics. Science of Sintering. 2015. Vol. 47, Iss. 1. P.15-22.

12. Munir Z., Anselmi-Tamburini U., Ohyanagi M. The Effect of Electric Field and Pressure on the Synthesis and Consolidation of Materials: A Review of the Spark Plasma Sintering. Journal of Materials Science. 2006. Vol. 41, Iss. 2. P.763-777.

13. Effect of pressure on density, porosity and flexural strength during cold isostatic press of alumina-ysz-chromia cutting tool / T. Norfauzi, A. B. Hadzley, U. A. A. Azlan et al. // Journal of Physics: Conference Series, IRTTEC 2020. 2021. Vol. 1793, 012073.

14. Evaluation of pressure and temperature effect on the structure and properties of $Ca_{2.93}Sr_{0.07}Co_4O_9$ ceramic materials / M. A. Torres, M. A. Madre, O. J. Dura et al. // Ceramics International. 2022. Vol. 48, Iss. 6. P.7730-7747.

15. Study on the Manufacturing of Ultra-Fine Ore Briquettes for Charging in a Sintering Machine / B. Jong-Ho, K. Kang-Min, L. Kyeong-Uk et al. // Korean Journal of Metals and Materials. 2021. Vol. 59, Iss. 1. P. 14-20.

16. New method for predicting the compactability of charges made from fine materials of the mining and smelting industry / A. Yu. Khudyakov, S. V. Vashchenko,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

K. V. Baiul et al. // Metallurgist. 2022. Vol. 65, No. 9-10. P. 941-951.

17. Optimization of briquetting technology of fine-grained metallurgical materials based on statistical models of compressibility / A. Khudyakov, S. Vashchenko, K. Baiul et al. // Powder Technology. 2022. Vol. 412, No. 5, 118025.

18. Sen R. Mitra K., Dey R. Effect of grading of chromite ores on the quality of briquettes. ISIJ International. 2010. Vol. 50, Iss. 2. P. 200-206.

19. Influence of fly ash and ground granulated blast furnace slag on the mechanical properties and reduction behavior of cold-agglomerated blast furnace briquettes / M. Mäkelä, T. Paananen, J. Heino et al. // ISIJ International. 2012. Vol. 52, Iss. 6. P. 1101-1108.

20. Singh M., Björkman B. Effect of Processing Parameters on the Swelling Behaviour of Cement-bonded Briquettes. ISIJ International. 2004. Vol. 44, Iss. 1. P. 59-68.

21. Basic examination of briquetting technology for ferro-coke process on 0.5 t/d bench scale plant / T. Anyashiki, H. Fujimoto, T. Yamamoto et al. // Tetsu-to-Hagane. 2015. Vol. 101, Iss.10. P. 515-523.

22. Das R., Mondal M. K., Pramanik S. Strengthening behaviour and microstructural properties during the compaction of reduced blast furnace flue dust - fly ash - iron metal matrix composite fines using powder metallurgy route. Transactions of Indian Institute of Metals. 2022. Vol. 75, Iss. 3. P. 2255-2263.

23. Study on the Pore Structure and Fractal Characteristics of Briquettes with Different Compression Loads / L. Qi, X. Zhou, X. Peng et al. // Sustainability. 2022. Vol. 14, 12148.

24. Effect of Briquetting Pressure on the Properties, Reduction Behavior, and Reduction Kinetics of Cold-Bonded Briquette Prepared From Return Fines of Sinter / Y. Li, Y. Zang, Y. Xiong et al. // Metallurgical and Materials Transactions B. 2023. Vol. 54. P. 355-369.

25. Dvilis E. S. Zakonomernosti processov konsolidacii poroshkovyh sistem pri izmenenii uslovij deformacii i fizicheskih vozdejstvij: dis. dokt. fiz.-mat. nauk : 01.04.07. Tomsk : Tomskij politeh. un-t, 2014. 386 p.

26. Samsonov G. V., Ristić M. M. Au Essay on the Generalization of the Sintering Theory. International Team for Studyng Sintering. Beograd. 1973.

27. Andreeva N. V., Radomyselski I. D., Shcherban N. I. Compressibility of powders. Powder Metallurgy and Metal Ceramics. 1975. Vol. 14, Iss. 6. P. 457-464.

28. Andrievskii R. A. Role of the nature of the chemical bond and the dispersion in the formation of powder materials. Powder Metall Met Ceram. 1988. Vol. 27, No. 8. P. 627-633.

29. Andrievskii R. A. Poroshkovoe materialovedenie. M. : Metallurgiya, 1991. 205 p

30. GOST 4234-77. Reagents .Potassium chloride. Specifications. M. : Standards Publishing, 2001. 28 p.

31. GOST 4530-76. Reagents. Calcium carbonate. Specifications. M. : Standards Publishing, 1992. 12 p.

32. Brudz V. H., Rakovskaia V. A., Uskova L. Ie. Spravochnik pokazatelei kachestva khimicheskikh rieaktivov. Kniha 2. M. : Khimiia, 1968. 992 p.

33. GOST 29219-91. Fluorite concentrates for acids and ceramics.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Specifications. M. : Standards Publishing, 2004. 7 p.

34. GOST 9808-84. Pigment titanium dioxide. Specifications. M. : Standards Publishing, 1998. 17 p.

35. GOST 9428-73. Reagents. Silicon (IV) oxide. Specifications. M. : Standards Publishing, 1993. 10 p.

36. GOST 30558-98. Alumina, metallurgical. Specifications. M. : Standards Publishing, 2002. 7 p.

37. Andreeva N. V., Radomyselski I. D., Shcherban N. I. Compressibility of powders. Powder Metallurgy and Metal Ceramics. 1975. Vol. 14, Iss. 6. P.457-464.

38. Kunin N. F, Yurchenko B. D. Regularities in the compacting of powders of different materials. Powder Metallurgy and Metal Ceramics. 1963. Vol. 2, Is. 6. P. 433-439.

39. Yemelianov V. S., Yevstiukhyn A. I. Metalurhiia yadernoho horiucheho. M. : Atomizdat, 1968. 482 p.

40. Ge R. A new powder compaction equation. International Journal of Powder Metallurgy. 1991. Vol. 27, Iss. 3. P.211-216.

41. Shapiro I., Kolthoff I. M. The compressibility of Silver Bromide Powders. The Journal of Physical and Colloid Chemistry. 1947. Vol. 51, Iss.2. P. 483-493.

42. Panelli R., Filho F. A. Compaction Equation and Its Use to Describe Powder Consolidation Behavior. Powder Metallurgy. 1998. Vol. 41, Is. 2. P. 131-133.

43. Walker E. E. The properties of powders. Part VI. The compressibility of powders. Transactions of the Faraday Society. 1923. Vol. 19. P. 73–82.

44. Automated generation and analysis of powder compaction diagrams / P. R. Mort, R. Sabia, D. E. Niesz et al. // Powder Technology. 1994. Vol. 79, Iss. 2. P. 111-119.

45. Seltman H. J. Experimental Design and Analysis. Pittsburh : Carnegie Mellon University, 2018. 428 p.

46. Handbook of Design and Analysis of Experiments / A. Dean, M. Morris, J. Stufken, et al. Boca Raton : Tailor and Francis Group, 2016. 946 p.

47. Yudenkov V. A. Dispiersionnyi analiz. M. : Biznesofsiet, 2013. 76 p.

48. Emsley J. The elements. Oxford : Clarenden Press, 1998. 292 p.

49. Samsonov G. V. Handbook of the Physicochemical Properties of the Elementes. NY : Springer New York, 2012. 942 p.

50. Haynes W. M. Handbook of Chemistry and Physics. Boca Raton : Taylor & Francis Group, 2014. 2665 p.

51. Dric E. M. Svojstva elementov. M. : Metallurgiya, 1985. 672 p.

52. Lidin R. A., Andreeva L. L., Molochko V. A. Konstanty neorganicheskih veshestv. M. : Drofa, 2006. 685 p.

53. Bacanov S. S. Strukturnaya himiya. M. : Dialog - MGU, 2000. 292 p.

54. Yacmirskij K. B. Termohimiya kompleksnyh soedinenij. M. : Izd-vo Akad. nauk SSSR, 1951. 253 p.

55. Urusov V. S. Energeticheskaya kristallohimiya. M. : Nauka, 1975. 335 p.

56. Pauling L. General Chemistry. NY : Dover Publications, 1988. 992 p.

57. Krasnov K. S. Molekuly i himicheskaya svyaz. M. : Vysshaya shkola, 1984. 295 p.

58. Zuev V. V. Concept of core electron structure of minerals. Gornyi Zhurnal.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

2015. Iss. 5. P. 23- 29.

59. Zuev V. V. Ostovno-elektronnaya kristallohimiya i svojstva mineralov. SPb. : Nauka, 2009. 270 p.

60. Prihodko E. V. Metallohimiya mnogokomponentnyh sistem. M. : Metallurgiya, 1995. 320 p.

61. Sobolev V. S. Vvedenie v mineralogiyu silikatov. Novosibirsk : Geo, 2007. 229 p.

62. Hasanov O. L., Struc V. S., Dvilis E. S. Soprotivlenie materialov. Tverdost i treshinnostojkost nanostrukturnyh keramik. T. : Yurajt, 2015. 150 p.

References

1. Comoglu, T. (2007). An overview of compaction equations. *Journal Fac. Pharm.*, 36(2), 123-133

2. Öztürk, B., Topcu A., & Cora Ö. N. (2021). Influence of processing parameters on the porosity, thermal expansion, and oxidation behavior of consolidated $Fe_{22}Cr$ stainless steel powder. *Powder Technology*, 382, 199-207

3. Kempen, D., Piccolroaz, A., & Bigoni, D. (2019). Thermomechanical modelling of ceramic pressing and subsequent sintering. *International Journal of Mechanical Sciences*, 156, 146-158

4. Pan, J., Shi, B., Zhu, D. et al. (2016). Improving Sintering Performance of Specularite Concentrates by Pre-briquetting Process. *ISIJ International*, 56(5), 777-785

5. Khudyakov, A. Yu., Vashchenko, S. V., Baiul, K. V. et al. (2021). Experimental verification of new compaction equations for fine materials of the mining and metallurgical complex. Part 1. Basic compaction equation. *Refract. Industr. Ceram.*, 62(1), 15-24

6. Baiul, K. V., Vashchenko, S. V., Khudyakov, A. Yu. et al. (2022). Optimization of wastes compaction parameters in case of gradual wear of the briquetting press rolls. *Structural Integrity*, 25, 293-302

7. Peddapatla, R. V. G., Slevin, C., Sheridan, G. et al. (2022). Modelling the Compaction Step of a Platform Direct Compression Process. *Pharmaceutics*, 14, 695.

8. Pitt, K. G., Webber, R. J., Hill, K. A. et al. (2015). Compression prediction accuracy from small scale compaction studies to production presses. *Powder Technology*, 270, Part B, 490-493

9. Persson, A. S., & Alderborn, G. (2018). A hybrid approach to predict the relationship between tablet tensile strength and compaction pressure using analytical powder compression. *European Journal of Pharmaceutics and Biopharmaceutics*, 125, 28-37

10. Liang, Y., Gregory, N., & Binner, J. (2004). Green Forming with Nanoparticles. *Key Engineering Materials*, 264-268, 2319-2322

11. Obradović, N., Djordjevic, N., & Peles, A. (2015). The influence of compaction pressure on the density and electrical properties of cordierite-based ceramics. *Science of Sintering*, 47(1), 15-22

12. Munir, Z., Anselmi-Tamburini, U., & Ohyanagi, M. (2006). The Effect of Electric Field and Pressure on the Synthesis and Consolidation of Materials: A Review of the Spark Plasma Sintering. *Journal of Materials Science*, 41(2), 763-777

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

13. Norfauzi, T., Hadzley, A. B., Azlan, U. A. A. et al. (2021). Effect of pressure on density, porosity and flexural strength during cold isostatic press of alumina-ysz-chromia cutting tool. *Journal of Physics: Conference Series, IRTTEC 2020*,1793, 012073

14. Torres, M. A., Madre, M. A., Dura, O. J. et al. (2022). Evaluation of pressure and temperature effect on the structure and properties of $Ca_{2.93}Sr_{0.07}Co_4O_9$ ceramic materials. *Ceramics International*, 48(6), 7730-7747

15. Jong-Ho, B., Kang-Min, K., Kyeong-Uk, L. et al. (2021). Study on the Manufacturing of Ultra-Fine Ore Briquettes for Charging in a Sintering Machine. *Korean Journal of Metals and Materials*, 59(1), 14-20

16. Khudyakov, A. Yu., Vashchenko, S. V., Baiul, K. V. et al. (2022). New method for predicting the compactability of charges made from fine materials of the mining and smelting industry. *Metallurgist*, 65(9-10), 941-951

17. Khudyakov, A., Vashchenko, S., Baiul, K. et al. (2022). Optimization of briquetting technology of fine-grained metallurgical materials based on statistical models of compressibility. *Powder Technology*, 412(5), 118025

18. Sen, R. Mitra, K., & Dey, R. (2010). Effect of grading of chromite ores on the quality of briquettes. *ISIJ International*, 50(2), 200-206

19. Mäkelä, M., Paananen, T., Heino, J. et al. (2012). Influence of fly ash and ground granulated blast furnace slag on the mechanical properties and reduction behavior of cold-agglomerated blast furnace briquettes. *ISIJ International*, 52(6), 1101-1108

20. Singh, M., & Björkman, B. (2004). Effect of Processing Parameters on the Swelling Behaviour of Cement-bonded Briquettes. *ISIJ International*, 44(1), 59-68

21. Anyashiki, T., Fujimoto, H., Yamamoto, T. et al. (2015). Basic examination of briquetting technology for ferro-coke process on 0.5 t/d bench scale plant. *Tetsu-to-Hagane*, 101(10), 515-523

22. Das, R., Mondal, M. K., & Pramanik, S. (2022). Strengthening behaviour and microstructural properties during the compaction of reduced blast furnace flue dust - fly ash - iron metal matrix composite fines using powder metallurgy route. *Transactions of Indian Institute of Metals*, 75(3), 2255-2263

23. Qi, L., Zhou, X., Peng, X. et al. (2022). Study on the Pore Structure and Fractal Characteristics of Briquettes with Different Compression Loads. *Sustainability*, 14, 12148

24. Li, Y., Zang, Y., Xiong, Y. et al. (2023). Effect of Briquetting Pressure on the Properties, Reduction Behavior, and Reduction Kinetics of Cold-Bonded Briquette Prepared From Return Fines of Sinter. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 54, 355-369

25. Dvilis, E. S. (2014). *Zakonomernosti processov konsolidacii poroshkovyh sistem pri izmenenii uslovij deformacii i fizicheskih vozdejstvij*. Dis. dokt. fiz.-mat. nauk : 01.04.07. Tomskij politeh. un-t

26. Samsonov, G. V., & Ristić, M. M. (1973). *Au Essay on the Generalization of the Sintering Theory*. International Team for Studyng Sintering. Beograd

27. Andreeva, N. V., Radomyselski, I. D., & Shcherban, N. I. (1975). Compressibility of powders. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*, 14(6), 457-464

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

28. Andrievskii, R. A. (1988). Role of the nature of the chemical bond and the dispersion in the formation of powder materials. *Powder Metall Met Ceram*, 27(8), 627-633

29. Andrievskii, R. A. (1991). *Poroshkovoe materialovedenie*. Metallurgiya

30. GOST 4234-77. (2001). *Reagents. Potassium chloride. Specifications.* Standards Publishing

31. GOST 4530-76. (1992). *Reagents. Calcium carbonate. Specifications*. Standards Publishing

32. Brudz, V. H., Rakovskaia, V. A., & Uskova, L. Ie. (1968). *Spravochnik pokazatelei kachestva khimicheskikh rieaktivov*. Book 2. Khimiia

33. GOST 29219-91. (2004). *Fluorite concentrates for acids and ceramics. Specifications*. Standards Publishing

34. GOST 9808-84.(1998). *Pigment titanium dioxide. Specifications*. Standards Publishing

35. GOST 9428-73. (1993). *Reagents. Silicon (IV) oxide. Specifications*. Standards Publishing

36. GOST 30558-98. (2002). *Alumina, metallurgical. Specifications.* Standards Publishing

37. Andreeva, N. V., Radomyselski, I. D., & Shcherban, N. I. (1975). Compressibility of powders. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*, 14(6), 457-464

38. Kunin, N. F, & Yurchenko, B. D. (1963). Regularities in the compacting of powders of different materials. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*, 2(6), 433-439

39. Yemelianov, V. S., & Yevstiukhyn, A. I. (1968). *Metalurhiia yadernoho horiucheho*. Atomizdat

40. Ge, R. (1991). A new powder compaction equation. *International Journal of Powder Metallurgy*, 27(3), 211-216

41. Shapiro, I., & Kolthoff, I. M. (1974). The compressibility of Silver Bromide Powders. *The Journal of Physical and Colloid Chemistry*, 51(2), 483-493

42. Panelli, R., & Filho, F. A. (1998). Compaction Equation and Its Use to Describe Powder Consolidation Behavior. *Powder Metallurgy*, 41(2), 131-133

43. Walker, E. E. (1923). The properties of powders. Part VI. The compressibility of powders. *Transactions of the Faraday Society*, 19, 73–82

44. Mort, P. R., Sabia, R., Niesz, D. E. et al. (1994). Automated generation and analysis of powder compaction diagrams. *Powder Technology*, 79(2), 111-119

45. Seltman, H. J. (2018). *Experimental Design and Analysis*. Carnegie Mellon University

46. Dean, A., Morris, M., Stufken, J., et al. (2016). *Handbook of Design and Analysis of Experiments*. Boca Raton : Tailor and Francis Group

47. Yudenkov, V. A. (2013). *Dispiersionnyi analiz*. Biznesofsiet

48. Emsley, J. (1998). *The elements*. Oxford : Clarenden Press

49. Samsonov, G. V. (2012). *Handbook of the Physicochemical Properties of the Elementes*. NY : Springer New York

50. Haynes ,W. M. (2014). *Handbook of Chemistry and Physics*. Boca Raton : Taylor & Francis Group

51. Dric, E. M. (1985). *Svojstva elementov.* Metallurgiya
52. Lidin, R. A., Andreeva, L. L., & Molochko, V. A. (2006). *Konstanty neorganicheskih veshestv*. Drofa
53. Bacanov, S. S. (2000). *Strukturnaya himiya*. Dialog - MGU
54. Yacmirskij, K. B. (1951). *Termohimiya kompleksnyh soedinenij*. Izd-vo Akad. nauk SSSR
55. Urusov, V. S. (1975). *Energeticheskaya kristallohimiya*. Nauka
56. Pauling, L. (1988). *General Chemistry*. NY : Dover Publications
57. Krasnov, K. S. (1984). *Molekuly i himicheskaya svyaz.* Vysshaya shkola
58. Zuev, V. V. (2015). Concept of core electron structure of minerals. *Gornyi Zhurnal*, (5), P. 23- 29.
59. Zuev, V. V. (2009). *Ostovno-elektronnaya kristallohimiya i svojstva mineralov.* Nauka
60. Prihodko, E. V. (1995). *Metallohimiya mnogokomponentnyh sistem.* Metallurgiya
61. Sobolev, V. S. (2007). *Vvedenie v mineralogiyu silikatov*. Geo
62. Hasanov, O. L., Struc, V. S., & Dvilis, E. S. (2015). *Soprotivlenie materialov. Tverdost i treshinnostojkost nanostrukturnyh keramik*. Yurajt

O. Yu. Khudyakov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Senior Researcher of Technological Equipment and Control Systems Department, ORCID 0000-0002-6507-1120
S. V. Vashchenko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Senior Researcher of Technological Equipment and Control Systems Department, ORCID 0000-0001-8344-961X
K. V. Bayul[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, Senior Researcher of Technological Equipment and Control Systems Department, ORCID 0000-0003-1426-7956
Yu. S. Semenov[1], Ph. D. (Tech.), Senior researcher, Head of Technological Equipment and Control Systems Department, ORCID 0000-0003-2299-5742
P. V. Krot[2]**,** Ph. D. (Tech.), Assistant Professor, ORCID 0000-0002-3347-3862

[1] Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine
[2] Wroclaw University of Science and Technology

DEVELOPMENT OF THE UNIVERSAL METHOD FOR PREDICTING THE DENSITY OF BRIQUETTES FROM DRY FINE-FRACTIONAL MATERIALS BASED ON THE RESULTS OF A COMPARATIVE STUDY OF COMPRESSION FACTORS

Abstract. Most of the known models for predicting the density of powdered materials are empirical in nature and cannot be applied to a wide range of materials. In order to create a universal method for predicting density, a comparative study of the influence of technological factors on the compressibility of powders was performed in this paper, and the fundamental connections between compressibility and the physical and energy properties of the charge particles were established. Using the method of two-factor analysis of variance (two-way ANOVA), the

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

influence of size and the nature of dry powder's particles on the compression intensity factor was compared. It was found that under conditions when the size of large and small particles differs by no more than one order of magnitude, the dominant factor affecting the compression of the powder is the characteristics of the nature of the particles. Reliable connections between the compressibility of powders and thermodynamic, thermal (melting point, heat of sublimation, etc.) and mechanical (Young's modulus, shear modulus, hardness, etc.) properties of the particle substance have been obtained. We also obtained statistical correlations between the compressibility of powders and the energy characteristics of the crystalline substance of the powder particles: the energy of the crystal ion lattice, the energy of atomization, and the energy of the core-electron interaction. The maximum closeness of correlation of the dependences is estimated by the Chaddock scale as high and very high. Based on the above dependencies, a multiple regression model of the combined effect of the energy and structural characteristics of the particles' crystal lattice of on the compressibility of a powder was developed. The coefficient of determination of the model is 0.98. Also, using the obtained dependencies, a universal method for predicting the density of dry powder compacts depending on the applied pressing pressure was developed. The prediction error when applying the method does not exceed 9.5%. The developed method can be used to perform, without conducting experimental studies, a preliminary assessment of the possibility of achieving the required briquette density, selecting technological modes, determining the energy and power characteristics of the process and technical characteristics of pressing equipment.

Key words: dry powder materials, prediction of briquette density, technological factors, particle size, physical properties of the particle, energy characteristics of the particle, two-factor analysis of variance.

For citation: Khudyakov, O. Yu., Vashchenko, S. V., Baiul, K. V., Semenov, Yu. S., & Krot, P. V. (2024). Development of the universal method for predicting the density of briquettes from dry fine-fractional materials based on the results of a comparative study of compression factors / *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 686-709. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-686-709.

Стаття надійшла до редакції збірника 30.08.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-710-730

УДК 621.774.36: 532.001.57

С. В. Білодіденко[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-5768-594X
І. А. Мазур[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0003-2177-7110
В. Д. Добряк[2], к.т.н., провідний інженер
Д. Ю. Угрюмов[3], технічний директор
Ю. Д. Угрюмов[2], к.т.н., провідний інженер

[1] *Український державний університет науки і технологій*
[2] *ДП «Український інститут по проектуванню металургійних заводів»*
[3] *ТОВ «Морська Сюрвейерська Компанія»*

МОДЕЛЮВАННЯ РОБОТИ ГІДРАВЛІЧНОГО ГАЛЬМА ФОРГОЛЛЕРА ПОДАВАЛЬНОГО АПАРАТА ПІЛІГРИМОВОГО СТАНА

Анотація. Подавальний апарат є одним з основних частин обладнання пілігримового стана, робота якого визначає не тільки продуктивність, но і якість труб які прокочуються. Однією з основних проблем працюючих подавальних апаратів є незадовільне гальмування рухомих мас при задаванні гільзи на дорні у валки пілігримового стана, що призводить до значної швидкості зустрічі гільзи з валками, яка досягає 1–2 м/с. Це в значній мірі збільшує динамічні навантаження в головній лінії стана і обмежує його продуктивність. Загальним недоліком відомих пристроїв гальмування є імпульсне підвищення тиску рідини в гідравлічному гальмі. Метою роботи є мінімізація сили гальмування рухомих частин форголлера у межах припустимих прискорень, шляху і часу. В роботі мінімізація сили гальмування досягається за рахунок постійності тиску рідини в камері гальмування гідрогальма на всьому шляху гальмування. Розглянуто два варіанта гідравлічного гальма, у якого кінетична енергія рухомих частин при гальмуванні поглинається роботою тертя гальмівної рідини при перетіканні із камери гальмування у водяну камеру. В першому варіанті перетікання рідини із камери гальмування у водяну здійснюється через дроселюючи канали в тілі шпинделя. В другому варіанті перетікання рідини здійснюється через змінну кільцеву щілину, яка утворена циліндричною поверхнею втулки гальмування і криволінійною поверхнею шпинделя на ділянці гальмування. Профіль дроселюючих каналів і криволінійна утворююча поверхні шпинделя апроксимується прямими лініями, що значно спрощує їх виготовлення. Профілі каналів і криволінійні утворюючі для всіх труб, які прокатуються, достатньо близькі один до одного, що дозволяє весь сортамент розділити на дві групи і для кожної групи призначити один профіль каналів або криволінійних утворюючих. За допомогою гідродинамічної теорії виконано моделювання роботи двох

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

варіантів гідравлічного гальма і визначені їх переваги та недоліки. Пристрій гальмування по першому варіанту має перевагу, яка полягає в тому, що шпиндель і втулка гальмування центруються по контактній поверхні, но має той недолік, що більш трудомісткі в виготовлені чим шпиндель з конічними поверхнями на ділянці гальмування. Для перевірки і уточнення отриманих результатів в роботі необхідно проведення фізичного моделювання роботи гідравлічного гальма по двом варіантам.

Ключові слова: труба, пільгерстан, подавальний апарат, форголлер, гідрогальмо, пневмогальмо, камера гальмування, плунжер, водяна камера, дросельний клапан, тиск рідини, час гальмування, шлях гальмування.

Посилання для цитування: Моделювання роботи гідравлічного гальма форголлера подавального апарата пілігримового стана / С. В. Білодіденко, І. А. Мазур, В. Д. Добряк, Д. Ю. Угрюмов, Ю. Д. Угрюмов // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 710-730. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-710-730.

Вступ. Одним з основних факторів, які впливають на продуктивність пільгерстана і всієї установки в цілому, а також на якість труб є стабільна і надійна робота подавального апарата.

При цьому повітряний циліндр (форголлер) повинен забезпечити відповідну величині рухомих мас розрахункову швидкість накату гільзи в валки і одночасно точне кантування гільзи на кут 90°, пристрій гальмування – плавне гальмування гільзи за рахунок протитиску в камері гальмування без сповзання гільзи з дорна і з мінімальною швидкістю зустрічі гільзи з валками, а механізм подачі – стабільну величину подачі метала в валки.

З моменту винаходу пілігримової прокатки і до теперішнього часу продовжуються дослідження і удосконалення як окремих вузлів, так і подавальних апаратів в цілому.

В даний час, багато прогресивних рішень реалізовано в сучасних апаратах фірм «Mannesmann-Demag» (Німеччина), «Innse» (Італія), «ITWH» (Німеччина).

Подавальні апарати, які експлуатуються в Україні на трубопрокатному агрегаті (ТПА) 5 –12" ПрАТ «Інтерпайп НТЗ», мають цілий ряд недоліків, котрі в сучасних умовах знижують конкурентоспроможність цього агрегату. Одним з основних недоліків подавальних апаратів, які експлуатуються на ТПА 5 –12" ПрАТ «Інтерпайп НТЗ» є неефективне гальмування рухомих мас при подачі гільзи у валки, що призводить до значних динамічних навантажень на головну лінію привода пілігримового стана, обмежуючи швидкість прокатки і знижуючи продуктивність стана. Вказаний недолік зумовлений недосконалістю конструкції системи гідравлічного

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

гальмування рухомих частин форголлера разом з гільзою і дорном. На умови гальмування істотно впливає величина рухомих мас, яка досягає 10 – 12 т. При цьому відомо, що на закордонних подавальних апаратах величина рухомих мас суттєво нижча, приблизно на 30 – 40%.

Робота валків пілігримового стана міцно пов'язана із зворотно-поступальним рухом гільзи, яка прокочується, за допомогою подавального апарата. Період прокатки гільзи чергується з періодами холостого хода валків. В період холостого хода подавальний апарат виконує спочатку розгін (накат) гільзи по напрямку до валків, а потім її гальмування перед зустріччю з валками.

П. Т. Емельяненко в роботі [1] сформулював вимоги до подавальних апаратів. Відзначимо ті з них, котрих стосується дана робота: по-перше, бажано, щоб регулювалась дія гальмування, що дозволить, при різних умовах, досягти найменшої, практично можливо кінцевої швидкості, по-друге, пристрій гальмування не повинен збільшувати масу рухомої системи.

Перші (1895 р.) пристрої гальмування були пружині. Вони мали обмежений термін експлуатації і супроводжувались великим шумом при роботі. Пізніше з'явились пневматичні пристрої гальмування, які не забезпечували ефективне гальмування рухомих частин, перегрівалися і втрачали герметичність. Тому на практиці найбільше застосування отримали апарати з гідравлічним гальмуванням [2].

Дослідники подавальних апаратів [3] дійшли висновку, що існуючі конструкції подавальних апаратів з пневматичним приводом і гідравлічним гальмуванням мають недолік, який полягає в ненадійній роботі і неможливості регулювання режиму гальмування. Були розроблені декілька типів автоматичних пристроїв гальмування з регульованим режимом гальмування [4], но практичної реалізації вони не отримали. На промислових станах десятки років працюють пристрої гальмування, які складаються з профільованої втулки гальмування, шпинделя або плунжера з похилим уступом, що входить в втулку гальмуванняу і утворює рухому стінку камери гальмування. Загальним недоліком вказаних пристроїв гальмування є імпульсивне підвищення тиску рідини в камері гальмування [3], при якому графік тиску представляє собою трикутник з основою, рівною шляху гальмування, і висотою порядку 10 МПа та вище. Пікове значення тиску рідини в камері гальмування обумовлює пікове значення сили гальмування, що діє на каретку подавального апарата і гідроциліндри переміщення каретки. Це призводить до збільшення подачі гільзи у валки, що є причиною браку труб по різностінності, бугористості, закатам і пробоїнам.

В роботі [5] показано, що на величину шляху гальмування рухомих

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

має оказує вплив не лише виличина, но і форма імпульсу сили гальмування. Показано, що найбільше зниження максимуму сили гальмування досягається при прямокутному графіку цієї сили. Во вказаній роботі, а також в роботі [6] удосконалення режиму гальмування досягається застосуванням пружино-гідравлічного буфера, який зсуває максимум сили гальмування до кінця шляху гальмування, знижує величину цього максимуму і накопичує потенційну енергію, яку віддає рухомим частинам подавального апарата в початковий період прокатки, як би допомагаючи валкам здійснювати відкочування рухомих частин.

Пружино-гідравлічний буфер в поєднанні зі ступінчастим зазором між втулкою гальмування і шпинделем (плунжером) дозволяє для всіх типорозмірів труб, які прокатуються, від діаметра Ø 168 мм до діаметра Ø 377 мм знизити максимум сили гальмування на $25 \div 47\%$ і зменшити швидкість зустрічі гільзи з валками на $20 \div 23\%$.

В жодній з розглянутих робіт не досягнута сталість тиску рідини в камері гальмування на всьому шляху гальмування, а відповідно, і сили гальмування.

В даній роботі за допомогою моделювання роботи гідравлічного гальма запропонованої конструкції зроблена спроба наблизитися до вирішення цієї задачі.

Основна частина. На рис. 1 показано форголлер подавального апарата з пневматичним розгоном і пневмогідравлічним гальмуванням. Термін «форголлер» зустрічається в книзі П. Т. Емельяненко [1] і в німецькій технічній літературі. Форголлером називають повітряний циліндр у зборі з поршнем і штоком, що називається шпинделем або плунжером при відсутності поршня, механізмом кантування, пристроєм гальмування. Форголлер закріплений на каретці, котра приводиться в рух за допомогою гідроциліндрів. Існують конструкції, коли корпус форголлера слугує кареткою.

Форголлер, зображений на рис. 1, складається з водоохолоджуємого повітряного циліндра 7, поршня 6 зі шпинделем 2, дрилі 8 з храповим механізмом 10, водяної камери 5, втулки гальмування 4, дорнового замка 1. Дриль 8 кінематично зв'язаний з поршнем і шпинделем за допомогою дрильної гайки і гвинтової нарізки. На повітряному циліндрі встановлені електропневматичний клапан 9 швидкого скидання і автоматичного заповнення повітрям, зворотний і дросельний клапани пневматичного гальма. В середній частині шпиндель має уступ під кутом 45° при зменшені діаметра з Ø 550 мм до Ø 360 мм, який утворює рухому стінку камери гальмування, коли цей уступ входить всередину втулки гальмування. Між камерою гальмування і водяною камерою є

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

канали, в котрих встановлено три клапани: два зворотних і один дросельний. Дросельний клапан 3 може пропускати воду з камери гальмування 11 в водяну камеру 5, коли відбувається гальмування рухомих частин форголлера і він відкритий, а зворотні клапани закриті. При накаті рухомих частин уступ шпинделя виходить з камери гальмування, вода потрапляє в камеру гальмування крізь зворотні клапани і частково крізь дросельний клапан, якщо він відкритий.

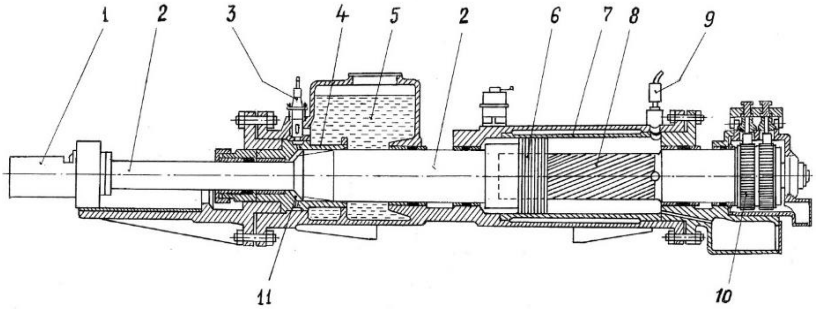


Рисунок 1 – Форголлер подавального апарата з пневматичним розгоном і пневмогідравлічним гальмуванням рухомих частин: 1 – дорновий замок; 2 – шпиндель (шток); 3 – дросельний клапан; 4 – втулка гальмування; 5 – водяна камера; 6 – поршень; 7 – повітряний циліндр; 8 – дріль; 9 – електропневматичний клапан швидкого скидання і автоматичного заповнення; 10 – храповий механізм; 11 – камера гальмування

Гальмування рухомих частин подавального апарата, який зображено на рис. 1, відбувається за рахунок витікання гальмівної рідини крізь кільцевий зазор, утворений криволінійною внутрішньою поверхнею втулки гальмування і циліндричною поверхнею шпинделя. Недоліком такого пристрою гальмування є, по-перше, пікове значення тиску гальмівної рідини, а по-друге, складність виготовлення і ремонту втулки гальмування з криволінійною внутрішньою поверхнею. Тому як перший варіант, розглянемо пристрій гальмування з циліндричною внутрішньою поверхнею втулки гальмування і циліндричною поверхнею шпинделя, постаченого дроселюючими клапанами на ділянці гальмування.

Так як пневматичне гальмо мало впливає на процес гальмування [3], будемо вважати, що він не бере участі в роботі форголлера і в нашому розрахунку не враховується.

Механізм гідравлічного гальмування полягає в тому, що кінетична енергія рухомих частин форголлера поглинається роботою рідинного тертя при перетіканні води із камери гальмування в водяну камеру крізь дроселюючі канали в шпинделі. При цьому для визначеності задаємося

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

постійною шириною b = 40 мм, кількістю каналів n = 24шт, постійною величиною шляху гальмування $S_т = 420$ мм [7], постійністю прискорення гальмування $a_т$, а відповідно, і сили гальмування на всьому шляху $S_т$. Змінну глибину y дроселюючого каналу будемо знаходити як функцію поточного шляху гальмування x: y=f(x). При цьому втулка гальмування має постійний на шляху гальмування внутрішній діаметр. Розрахункова схема передбачає, що при гальмуванні рухомих частин, коли уступ шпинделя входить во втулку гальмування, гальмівна рідина витікає із камери гальмування тільки крізь дроселюючі канали. Витоками рідини крізь кільцевий зазор між шпинделем і втулкою гальмування зневажаємо. Зворотні клапани і дросельний клапан, встановлені в каналах, що з'єднують камеру гальмування з водяною камерою, закриті.

Витрату гальмівної рідини, яка витискається уступом шпинделя із камери гальмування, напишемо наступним чином:

$$Q_X = v_X \cdot \left(F_{шт} - \sum F_к \right), \tag{1}$$

де v_X – змінна швидкість рухомих частин на шляху гальмування, яка змінюється від $v_{нач}$ при вході уступу шпинделя во втулку, до нуля в кінці шляху гальмування; $F_{шт}$ – площа міделя[1] уступу шпинделя; $\sum F_к$ – сумарна площа перетину дроселюючих каналів, яка змінюється від максимуму в момент входу уступу шпинделя во втулку гальмування, до нуля на прикинці шляху гальмування.

Змінну швидкість знаходимо за виразом:

$$v_X = \sqrt{v_{нач}^2 - 2 \cdot a_т \cdot x}, \tag{2}$$

де, $a_т$ – постійне на шляху гальмування прискорення; x – змінний шлях гальмування, який змінюється від нуля до $S_т = 420$ мм .

Сумарну площу перетину дроселюючих каналів представимо наступним чином:

$$\sum F_к = n \cdot b \cdot y. \tag{3}$$

Для рівноуповільненого руху рухомих частин при гальмуванні прискорення визначається за формулою:

[1] Площа міделя – найбільший за площею поперечний переріз тіла, що рухається у воді чи повітрі.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$a_т = \frac{v_{нач}^2}{2 \cdot S_т}. \quad (4)$$

Витрата рідини, яка витікає із камери гальмування крізь дроселюючі канали, визначається по відомій формулі [8]:

$$Q_у = \mu \cdot \sum F_к \cdot \sqrt{\frac{2(p_т - p_в)}{\rho}}, \quad (5)$$

де, μ – коефіцієнт витрати рідини крізь дроселюючий канал; $p_т$ – тиск рідини в камері гальмування; $p_в$ – тиск рідини в водяній камері; $\rho = 9810$ Н·с^2/м^4 – густина води, яка використовується в якості гальмівної рідини.

Справедливо наступне співвідношення, яке витікає з 2-го закону Ньютона:

$$p_т - p_в = \frac{m_{пч} \cdot a_т}{F_{шт}}, \quad (6)$$

де, $m_{пч}$ – маса рухомих частин форголлера.

Прирівнюємо витрати з формул (1) і (5), підставляючи в них вираження (2), (3), (4), (6) і в результаті перетворень отримаємо:

$$y = \frac{F_{шт}}{n \cdot b + \mu \cdot n \cdot b \cdot \sqrt{\frac{m_{пч}}{\rho \cdot F_{шт} \cdot (S_т - x)}}}. \quad (7)$$

Для того щоб по формулі (7) розрахувати глибину y дроселюючого канала, необхідно знати величину коефіцієнта витрати рідини μ. Із курсу гідравліки відомо [9], що при витіканні рідини крізь отвори з великими числами Рейнольдса ($Re > 100000$) коефіцієнт витрати рідини дорівнює $\mu = 0,61$. При витіканні з малими числами Рейнольдса коефіцієнт витрати рідини μ залежить від цього числа. Припускаючи, що в нашому випадку число Рейнольдса буде великим, приймаємо коефіцієнт витрати рідини $\mu = 0,61$. В подальшому ми уточнимо число Рейнольдса.

В табл. 1 наведено маси і початкові швидкості рухомих частин форголлера, котрі використовуються для розрахунків та взяті нами з роботи [7]. Відмітимо, що рухомі частини форголлера включають маси

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

дорна, гільзи яка прокочується, дорнового кільця, дорнового замка, з'єднувального ніпеля і шпинделя з поршнем.

Таблиця 1 – Маси і початкові швидкості рухомих частин форголлера при прокатці труб на пілігримовому стані 5–12″

Параметр	Розмір труби, мм								
	Ø 168×8	Ø 178×8	Ø 194×8	Ø 219×8	Ø 245×8	Ø 273×8	Ø 324×8	Ø 355×8	Ø 377×9
$m_{пч}$, Н·с²/м	7584	7692	8010	8681	9287	10000	11208	11607	12593
$V_{нач}$, м/с	5,43	5,33	4,81	5,19	5,16	5,11	4,70	4,43	4,48

З використанням даних $F_{шт} = 0{,}135$ м² і $m_{пч}$ із табл. 1 по формулі (7) розрахували глибину y дроселюючих каналів на різних відстанях $x = 0$ м, $x = 0{,}1$ м, $x = 0{,}2$ м, $x = 0{,}3$ м, $x = 0{,}4$ м від початку шляху гальмування (див. табл. 2).

Таблиця 2 – Глибина y (мм) дроселюючих каналів на різних відстанях x (м) від початку шляху гальмування

Труба, мм	Шлях гальмування x, м				
	0	0,1	0,2	0,3	0,4
Ø 168×8	43	39	34	27	12,4
Ø 178×8	43	39	34	26,8	12,3
Ø 194×8	42,4	38,5	33,5	26	12
Ø 219×8	41	37	32	25,5	11,7
Ø 245×8	40	36	31,6	24,8	11
Ø 273×8	39	35	30,7	24	10,9
Ø 324×8	37,6	34	29,4	22,9	10,4
Ø 355×8	37	33,5	29	22,6	10,2
Ø 377×9	36	32,5	28	21,8	9,8

По даним табл. 2 на рис. 2 в масштабі 1:4 побудовані поздовжні профілі дроселюючих каналів. Аналіз табличних значень y і графічного відображення (рис. 2) дозволяє зробити наступні висновки:

– всі дев'ять профілів дроселюючих каналів апроксимуються двома прямими відрізками. Перший відрізок від кромки уступу до відмітки 0,3 м; другий відрізок – від відмітки 0,3 м до відмітки 0,42 м;
– весь сортамент труб, який прокочується, можна розділити на дві групи і для кожної з них встановить один профіль дроселюючого каналу;

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

– в кожній групі приймається як загальний для всіх труб цієї групи самий найменший по глибині у профіль каналу.

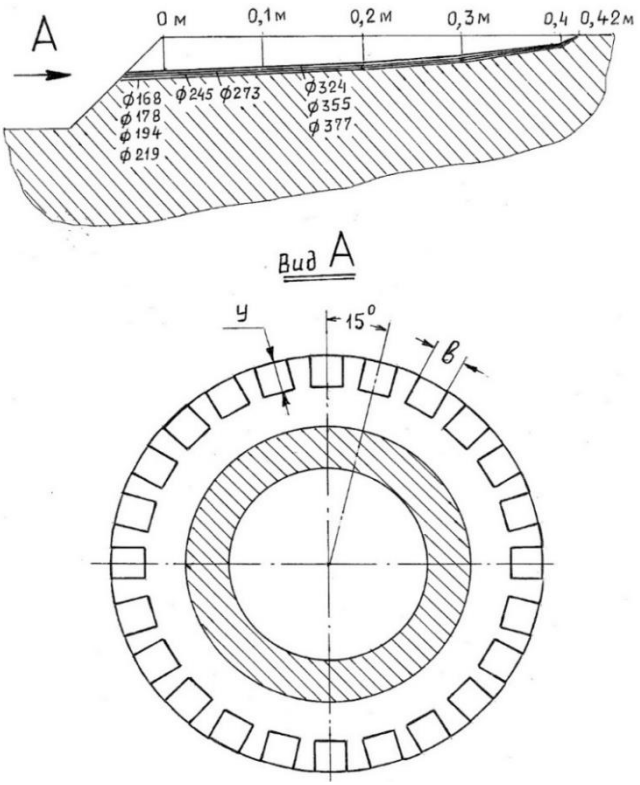


Рисунок 2 – Поздовжній профіль дроселюючих каналів

До першої групи входять труби діаметром від $\varnothing 168$ мм до $\varnothing 245$ мм включно. Для всіх труб цієї групи приймається один профіль дроселюючого канала з глибиною $y = 40$ мм при $x = 0$. Це канал для труби діаметром $\varnothing 245$ мм. При прокатці інших труб цієї групи, у яких глибина y каналів більше 40 мм, шлях гальмування рухомих частин до повної зупинки був би меншим $S_т = 420$ мм, що неприпустимо щонайменше з двох причин: неузгодженість роботи валків і подавального апарата (порушення синхронізації); збільшення прискорення при гальмуванні, котре може викликати сповзання гільзи з дорна. Тому для цих труб потрібно забезпечити скидання гальмівної рідини крізь дросельний клапан, який встановлений в каналі,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

з'єднуючим камеру гальмування і водяну камеру (рис. 3). Ступінь відкриття дросельного клапана визначається дослідним шляхом таким чином, щоб швидкість рухомих частин на прикинці шляху гальмування $S_т = 420$ мм була мінімальною.

До другої групи входять труби діаметром від $\varnothing 273$ мм до $\varnothing 377$ мм. В цій групі саму малу глибину y дроселюючого канала має труба діаметром $\varnothing 377$ мм. Тому профіль дроселюючого канала труби діаметром $\varnothing 377$ мм приймається для всієї групи. Тоді при прокатці труб діаметрами $\varnothing 273$ мм $\varnothing 324$ мм, $\varnothing 355$ мм потрібне скидання гальмівної рідини шляхом відкриття дросельного клапана (рис. 3) на величину, яка визначається дослідним шляхом.

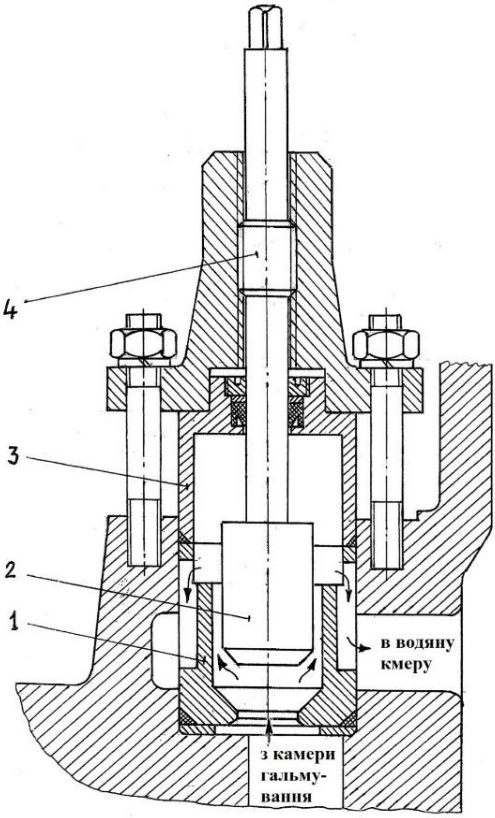


Рисунок 3 – Дросельний клапан: 1 – стакан; 2 – клапан; 3 – манжетниця; 4 – гвинт

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Зараз, маючи розміри дроселюючих каналів, уточнимо число Рейнольдса по формулі:

$$\mathrm{Re} = \frac{\mathrm{v} \cdot \mathrm{d_г}}{\nu}, \qquad (8)$$

де v – середня швидкість витікання рідини крізь перетин канала; $\mathrm{d_г}$ – гідравлічний діаметр перетину канала; $\nu = 0,0101 \cdot 10^{-4}$ м²/с – кінематична в'язкість води при температурі 20 °С.

Методика визначення числа Рейнольдса наступна:

1. Визначаємо прискорення гальмування по формулі (4);
2. Визначаємо миттєва витрата рідини, що витісняється уступом шпинделя із камери гальмування по формулі (1);
3. Визначаємо середня швидкість витікання гальмівної рідини крізь дроселюючі канали з вираження:

$$\mathrm{v} = \frac{\mathrm{Q_x}}{\sum \mathrm{F_к}}; \qquad (9)$$

4. Визначаємо гідравлічний діаметр перетину канала з вираження:

$$\mathrm{d_г} = \frac{2 \cdot \mathrm{b} \cdot \mathrm{y}}{\mathrm{b} + \mathrm{y}}; \qquad (10)$$

5. Визначаємо число Рейнольдса за формулою (8).

Число Рейнольдса розраховано на початку ($\mathrm{x} = 0$), середині ($\mathrm{x} = 0,2$ м), після $2/3$ шляху ($\mathrm{x} = 0,3$ м) і на прикинці ($\mathrm{x} = 0,4$ м) шляху гальмування. Розрахунок виконано для двох типорозмірів труб діаметром $\varnothing 245$ мм і діаметром $\varnothing 377$ мм. Результати розрахунків представлені в табл. 3.

Як бачимо з табл. 3, на всіх етапах гальмування рухомих частин форголлера має місце турбулентний режим витікання гальмівної рідини крізь дроселюючі канали шпинделя, так як число Рейнольдса значно перевищує 100000. Відповідно, коефіцієнт витрати $\mu = 0,61$ прийнятий нами правильно.

Експериментально встановлені припустимі прискорення при гальмуванні рухомих частин за умови сповзання гільзи з дорна [3]. У період затравки гільзи ці прискорення мають мінімальні значення і складають $35 \div 40$ м/с². В нашому випадку прискорення гальмування для труби діаметром $\varnothing 245$ мм склало $\mathrm{a_т} = 31,7$ м/с², а для труби діаметром $\varnothing 377$ мм – $\mathrm{a_т} = 23,9$ м/с². Для періоду сталої прокатки

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

припустимі прискорення гальмування значно перевищують прискорення у період затравки.

Таблиця 3 – Значення параметрів $a_т$, v_x, Q_x, v, $d_г$ і Re на різних відстанях x від початку шляху гальмування

Параметри	Шлях гальмування x, м			
	0	0,2	0,3	0,4
Прискорення гальмування, $a_т$, $м/с^2$	$\frac{31,7}{23,9}$			
Миттєва швидкість рухомих частин, v_x, м/с	$\frac{5,16}{4,48}$	$\frac{3,73}{3,24}$	$\frac{2,758}{2,39}$	$\frac{1,12}{0,97}$
Миттєва витрата рідини, Q_x, $м^3/с$	$\frac{0,498}{0,45}$	$\frac{0,39}{0,35}$	$\frac{0,306}{0,27}$	$\frac{0,139}{0,122}$
Середня швидкість витікання рідини крізь дроселюючі канали, v, м/с	$\frac{12,97}{13,02}$	$\frac{12,87}{13,02}$	$\frac{12,85}{12,92}$	$\frac{13,16}{12,98}$
Гідравлічний діаметр перетину канала, $d_г$, м	$\frac{0,04}{0,038}$	$\frac{0,035}{0,033}$	$\frac{0,0306}{0,0282}$	$\frac{0,017}{0,016}$
Число Рейнольдса, Re	$\frac{513600}{489800}$	$\frac{445990}{425400}$	$\frac{389320}{360740}$	$\frac{221500}{205630}$

Примітка: в чисельнику наведено значення параметру для труби $\varnothing 245$ мм, а в знаменнику – для труби $\varnothing 377$ мм.

Відповідно, за умови відсутності сповзання гільзи з дорна розглянутий пристрій гальмування цілком прийнятний.

Час гальмування рухомих частин форголлера складає істотну частину (близько 65%) часу наката, яке напряму пов'язано з кутовою швидкістю валків пілігримового стана. Тому збільшення часу гальмування – це зниження продуктивності стана.

В розглянутому пристрої гальмування час гальмування визначається по формулі:

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$t_т = -\frac{v_{нач}}{a_т} + \frac{1}{a_т} \cdot \sqrt{v_{нач}^2 + 2 \cdot a_т \cdot S_т} \; ; \qquad (11)$$

– для труби $\varnothing$ 245 мм

$$t_т = -\frac{5,16}{31,7} + \frac{1}{31,7} \cdot \sqrt{5,16^2 + 2 \cdot 31,7 \cdot 0,42} \cong 0,07 \text{ с} \; ;$$

– для труби $\varnothing$ 377 мм

$$t_т = -\frac{4,48}{23,9} + \frac{1}{23,9} \cdot \sqrt{4,48^2 + 2 \cdot 23,9 \cdot 0,42} \cong 0,08 \text{ с} \; .$$

Порівняння з часом гальмування рухомих частин для таких же самих труб, наведених в роботі [7], де $t_т = 0,16$ с для труби діаметром $\varnothing$ 245 мм і $t_т = 0,188$ с для труби діаметром $\varnothing$ 377 мм, показує, що при використанні розглянутого пристрою гальмування з'явиться можливість вести прокатку на більш високих обертах валків пілігримового стана.

Вирішуючи задачу гідравлічного гальмування рухомих частин форголлера, ми зневажали витоками гальмівної рідини крізь кільцевий зазор між шпинделем і втулкою. Зараз, коли визначені всі розміри і кінематичні параметри, можна оцінити витрату гальмівної рідини на витоки. В цьому випадку значення коефіцієнта витрати μ згідно роботі [8] дорівнює значенню $\mu = 0,62$. Для цього скористаємося формулою (5):

$$Q = \mu \cdot F \cdot \sqrt{\frac{2(p_т - p_в)}{\rho}} \; ,$$

де F – площа кільцевого зазору яка визначається з вираження:

$$F = \delta \cdot L \; .$$

Тут δ – радіальний зазор; L – довжина зазору.

Якщо внутрішній діаметр $\varnothing$ 550 мм втулки гальмування розточений з полем допуску по H12 $\left(^{+0,7 \text{ мм}}\right)$, а діаметр шпинделя, який входить во втулку гальмування, виконаний з полем допуску по d11 $\left(^{-0,26 \text{ мм}}_{-0,70 \text{ мм}}\right)$, то максимальний радіальний зазор між втулкою і шпинделем (при їх концентричному розташуванні) складе $\delta = 0,7$ мм. Довжину щілини

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

розрахуємо $L = \pi \cdot D_{шп} - 24 \cdot 40 = 3,14 \cdot 550 - 960 = 767$ мм .

Тоді, площа кільцевого зазору складе:

$$F = 0,7 \cdot 767 = 536,9 \text{ мм}.$$

Різність тисків $(p_т - p_в)$ знайдемо по формулі (6):

– для труби $\varnothing$ 245 мм

$$p_т - p_в = \frac{9287 \cdot 31,7}{0,135} = 2180725 \text{ Па } \left(\text{Н}/\text{м}^2\right);$$

– для труби $\varnothing$ 377 мм

$$p_т - p_в = \frac{12593 \cdot 23,9}{0,135} = 2229427 \text{ Па } \left(\text{Н}/\text{м}^2\right).$$

Таким чином, витрата гальмівної рідини крізь кільцевий зазор в момент початку ($x = 0$) гальмування складе:

– для труби $\varnothing$ 245 мм

$$Q = 0,62 \cdot 0,5369 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot 2180725}{9810}} = 0,0070 \text{ м}^3/\text{с};$$

– для труби $\varnothing$ 377 мм

$$Q = 0,62 \cdot 0,5369 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot 2229427}{9810}} = 0,0071 \text{ м}^3/\text{с}.$$

Порівняємо ці витрати з витратами гальмівної рідини крізь дроселюючі канали при $x = 0$ для тих самих труб:

– для труби $\varnothing$ 245 мм

$$\frac{Q}{Q_у} \cdot 100\% = \frac{0,0070}{0,498} \cdot 100\% = 1,4\%;$$

– для труби $\varnothing$ 377 мм

$$\frac{Q}{Q_у} \cdot 100\% = \frac{0,0071}{0,45} \cdot 100\% = 1,57\%.$$

Якщо зазор між втулкою і шпинделем нерівномірний по окружності, а змінюється від 2δ до нуля, то витрата крізь зазор збільшується у два рази, тобто стає $2,8\%$ для труби $\varnothing$ 245 мм і $3,14\%$ для труби

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

∅377 мм.

Вище було розглянуто гідравлічне гальмо рухомих частин форголлера за рахунок роботи рідинного тертя при перетіканні гальмівної рідини із камери гальмування в водяну камеру крізь дроселюючі канали шпинделя при умові, що внутрішній діаметр втулки гальмування і зовнішній діаметр шпинделя на ділянці гальмування постійні. Дроселювання гальмівної рідини здійснюється за рахунок зміни глибини каналів на шпинделі.

Розглянемо варіант дроселювання гальмівної рідини за рахунок зміни кільцевої щілини між втулкою гальмування і шпинделем на ділянці гальмування. При цьому, як і в попередньому випадку, внутрішній діаметр втулки гальмування залишається постійним, а ширина кільцевої щілини змінюється за рахунок зміни діаметра шпинделя.

На відміну від попереднього випадку в даному варіанті будемо шукати залежність між змінним діаметром шпинделя і змінним шляхом гальмування. На рис. 4 показаний варіант пристрою гальмування зі змінним діаметром шпинделя на ділянці гальмування.

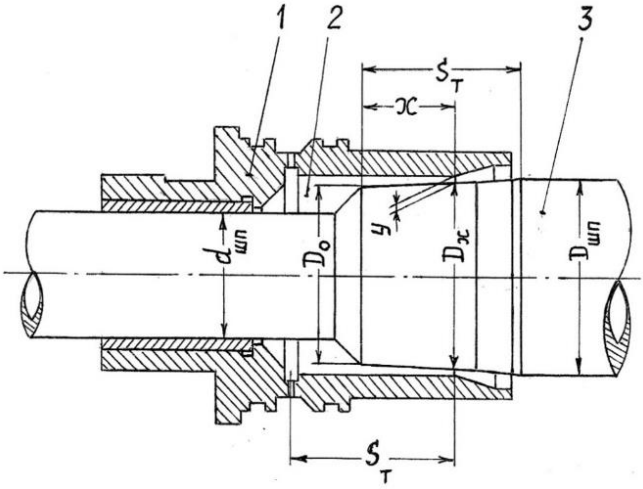


Рисунок 4 – Пристрій гальмування зі шпинделем змінного діаметра на ділянці гальмування: 1 – втулка гальмівна; 2 – камера гальмівна; 3 – шпиндель

Витрату гальмівної рідини, яка витискається шпинделем із камери гальмування, запишемо наступним чином:

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$Q_X = v_X \cdot F_X , \tag{12}$$

де v_X – змінна швидкість рухомих частин на шляху гальмування, яка змінюється від $v_{нач}$ в момент, коли діаметр D_o шпинделя знаходиться в положенні $x = 0$, до нуля на прикинці гальмування, коли x = 420 мм; F_X – змінна площа міделя, який витискає рідину із камери гальмування визначається:

$$F_X = F_1 + F_2 .$$

Тут, $F_1 = \frac{\pi}{4} \cdot \left(D_o^2 - d_{шт}^2 \right)$; $F_2 = \frac{\pi}{4} \cdot \left(D_x^2 - D_o^2 \right)$.

З урахуванням F_1 і F_2 площа міделя буде дорівнювати:

$$F_X = \frac{\pi}{4} \cdot \left(D_x^2 - d_{шт}^2 \right) . \tag{13}$$

Підставляємо в формулу (12) вираження (2), (13) і (4), отримаємо:

$$Q_X = \frac{\pi}{4} \cdot \left(D_x^2 - d_{шт}^2 \right) \cdot v_{нач} \cdot \sqrt{1 - \frac{x}{S_т}} . \tag{14}$$

Витрата рідини, яка витискається із камери гальмування крізь кільцевий зазор шириною у визначаємо по формулі (5), де $\mu = 0,62$ [8],

$F = \frac{\pi}{4} \cdot \left(D_{шп}^2 - D_x^2 \right)$ і $p_т - p_в = \left(m_{пч} \cdot v_{нач}^2 \right) \Big/ \left(\frac{\pi}{4} \cdot \left(D_x^2 - d_{шт}^2 \right) \cdot 2 \cdot S_т \right)$.

Тоді вираз для витрати рідини приймає вид:

$$Q_y = \frac{\pi}{4} \cdot \left(D_{шп}^2 - D_x^2 \right) \cdot \mu \cdot v_{нач} \cdot \sqrt{\frac{m_{пч}}{\frac{\pi}{4} \cdot \left(D_x^2 - d_{шт}^2 \right) \cdot \rho \cdot S_т}} . \tag{15}$$

Прирівнюючи витрати по вираженням (14) і (15), отримаємо:

$$\sqrt{1 - \frac{x}{S_т}} = \mu \cdot \frac{\left(D_{шп}^2 - D_x^2 \right)}{\left(D_x^2 - d_{шт}^2 \right)} \cdot \sqrt{\frac{m_{пч}}{\frac{\pi}{4} \cdot \left(D_x^2 - d_{шт}^2 \right) \cdot \rho \cdot S_т}} . \tag{16}$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

По формулі (16) розрахований змінний діаметр D_x на різних відстанях $x = 0$, $x = 0{,}1$ м, $x = 0{,}2$ м, $x = 0{,}3$ м і $x = 0{,}4$ м від початку шляху гальмування. Розрахунок виконано для двох типорозмірів труб діаметром $\varnothing 168$ мм і діаметром $\varnothing 377$ мм, у яких в першому варіанті пристрою гальмування (див. табл. 2) була максимальна ($y = 43$ мм) і мінімальна ($y = 36$ мм) глибина дросселюючих каналів. Результати розрахунків представлені в табл. 4.

Таблиця 4 – Змінний діаметр D_x і параметр y на різних відстанях x від початку шляху гальмування

Розмір труби, мм	Параметр	Шлях гальмування x, м				
		0	0,1	0,2	0,3	0,4
Ø 168×8	D_x, мм	505,5	509,4	514,5	521,5	536,6
	y, мм	22,2	20,3	17,7	14,2	6,7
Ø 377×9	D_x, мм	512,5	516	519,5	527	539,5
	y, мм	18,7	17	15,2	11,5	5,2

Примітка: параметр y в даному випадку знаходиться за формулою $y = (D_{шп} - D_x)/2$.

За даними табл. 4 побудовано профіль шпинделя на ділянці гальмування, який зображено на рис. 5. З рисунку наявно, що профіль апроксимується прямими, які утворюють три ділянки: I ділянка – від кромки уступу шпинделя $x = 0$ до відмітки $x = 0{,}3$ м; II ділянка – від відмітки $x = 0{,}3$ м до відмітки $x = 0{,}4$ м; III ділянка – від відмітки $x = 0{,}4$ м до відмітки $x = 0{,}42$ м. Інше кажучи, шпиндель на ділянці гальмування представляє собою три конічні ділянки. В цьому варіанті, як і в варіанті з дроселюючими каналами, можна всі типорозміри труб, які прокочуються, розділити на дві групи, для чого необхідно зробити розрахунок по формулі (16) для усього сортаменту.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

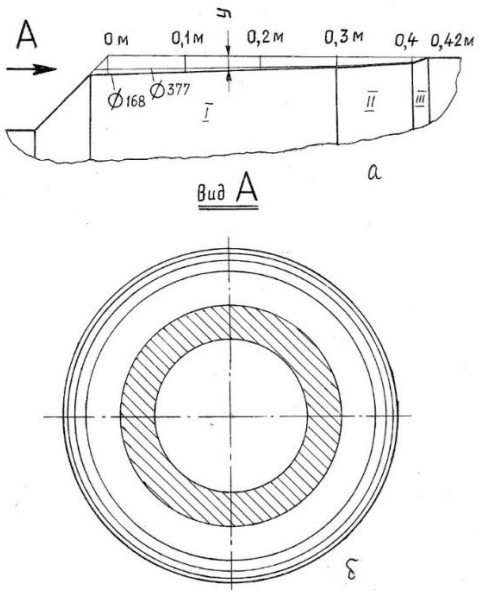


Рисунок 5 – Поздовжній профіль шпинделя (а) на ділянці гальмування і вид А (б) на шпиндель

Висновки

1. Для існуючих подавальних апаратів пілігримових станів залишається актуальною задача мінімізація сили гальмування рухомих частин форголлера в межах припустимих прискорення, шляху і часу. В даний роботі мінімізація сили гальмування досягається за рахунок постійності тиску рідини в камері гальмування на всьому шляху гальмування.

2. Кінетична енергія рухомих частин при гальмуванні поглинається роботою тертя гальмівної рідини (води) при перетіканні із камери гальмування в водяну камеру. Розглянуто два варіанти пристрою гальмування, які працюють на цьому принципу.

3. В першому варіанті втулка гальмування і шпиндель, який несе всі рухомі частини, контактують своїми циліндричними поверхнями, а перетікання рідини із камери гальмування в водяну камеру здійснюється через дроселюючи канали в тілі шпинделя. В другому варіанті перетікання рідини із камери гальмування в водяну камеру здійснюється через змінну кільцеву щілину, яка утворена циліндричною поверхнею втулки гальмування і криволінійною поверхнею шпинделя на ділянці гальмування.

4. Профіль дроселюючих каналів і криволінійна утворююча поверхні шпинделя апроксимується прямими лініями, що значно спрощує їх виготовлення. Профілі каналів і криволінійні утворюючі для

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

всіх труб, які прокатуються, достатньо близькі один до одного, що дозволяє весь сортамент розділити на дві групи і для кожної групи призначити один профіль каналів або криволінійних утворюючих.

5. Пристрій гальмування по першому варіанту має перевагу, яка полягає в тому, що шпиндель і втулка гальмування центруються по контактній поверхні, але має той недолік, що більш трудомісткий в виготовлені, чим шпиндель з конічними поверхнями на ділянці гальмування.

6. Для перевірки отриманих висновків о постійності сили гальмування, прискорення гальмування, об групуванні труб необхідно провести експериментальні дослідження на дослідній установці, наприклад, наведеній в роботі [10].

Перелік посилань

1. Емельяненко П. Т. Пильгерстаны. Харьков : ОНТИ НКТИ, 1937. 639 с.
2. Кожевников С. Н., Праздников А. В., Иоффе А. М. Подающие аппараты пилигримовых станов и возможные пути их автоматизации. *Институт «Черметинформация». Сер. 7*. 1963. Вып. 4. 15 с.
3. Оборудование цехов с пилигримовыми трубопрокатными установками / Кожевников С. Н., Праздников А. В., и др. ; под ред. С. Н. Кожевникова. М. : Металлургия, 1974. 254 с.
4. Кожевников С. Н., Праздников А. В., Иоффе А. М. Новые направления в создании быстроходных падающих аппаратов пилигримовых станов. *Металлург*. 1964. № 9. С. 21–23.
5. Улучшение параметров торможения подвижных масс при прокатке на пильгерстане / В. Д. Добряк, Б. Г. Павловский и др. *Металлургическая и горнорудная промышленность.* 2004. №1. С. 37–40. https://www.metaljournal.com.ua/mgp-01-2004/
6. Концепция подающего аппарата с буфером для совершенствования режими торможения при прокатке труб на пилигримовом стане / В. Д. Добряк, В. Ф. Балакин и др. *Бюллетень «Черная металлургия»*. 2014. №11. С. 51–57.
7. Пути модернизации тормозного устройства падающего аппарата пильгерстана / В. Д. Добряк, В. Ф. Балакин и др. *Теория и практика металлургии*. 2009. № 5-6. С. 57–63.
8. Вакина В. В., Денисенко Н. Д, Столяров А. Л. Машиностроительная гидравлика. Примеры расчетов : учеб. пособие. Киев, 1987. 208 с.
9. Альтшуль А. Д., Калицун В. И., Майрановский Ф. Г. Примеры расчетов по гидравлике : учеб. пособие. М. : Стройиздат, 1977. 255 с.
10. Моделирование устройства торможения подвижных частей форголлера подающего аппарата пилигримового стана / В. Д. Добряк, В. Ф. Балакин и др. *Теория и практика металлургии*. 2010. № 3-4. С. 58–62.

References

1. Emelyanenko, P. T. (1937). *Pilgerstani.* ONTI NKTI
2. Kozhevnikov, S. N., Prazdnikov, A. V., & Ioffe, A. M. (1963). Podayushchie apparati piligrimovikh stanov i vozmozhnie puti ikh avtomatizatsii.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Institut "Chermetinformatsiya", 7(4)

3. Kozhevnikov, S. N., Prazdnikov, A. V., Ioffe, A. M., Bibik, G. A. & Peshat, V. F. (1974). *Oborudovanie tsekhov s piligrimovymi truboprokatnymi ustanovkami.* Metallurgiia

4. Kozhevnikov, S. N., Prazdnikov, A. V. & Ioffe A. M. (1964). Novie napravleniya v sozdanii bistrokhodnikh padayushchikh apparatov piligrimovikh stanov. *Metallurg* (9)

5. Dobriak, V. D., Pavlovskii, B. G., Merezhko, V. L. & Shifrin, E. I. (2004). Uluchshenie parametrov tormozheniya podvizhnikh mass pri prokatke na pilgerstane. *Metallurgicheskaia i gornorudnaia promyshlennost*, (1), 37–40. https://www.metaljournal.com.ua/mgp-01-2004/

6. Dobryak, V. D., Balakin, V. F., Stepanenko, A. N. & Ugryumov, Yu. D. (2014). Koncepciya podayushego apparata s buferom dlya sovershenstvovaniya rezhima tormozheniya pri prokatke trub na piligrimovom stane. *Byulleten "Chernaya metallurgiya"*, (11), 51–57

7. Dobryak, V. D., Balakin, V. F. & Ugryumov, Yu. D. (2009). Puti modernizacii tormoznogo ustrojstva padayushego apparata pilgerstana. *Teoriya i praktika metallurgii*, (5–6), 57–63

8. Vakina, V. V., Denisenko, N. D. & Stolyarov, A. L. (1987). *Mashinostroitelnaya gidravlika. Primery raschetov : uchebnoe posobie*. Kiev

9. Altshul, A. D., Kalicun, V. I. & Majranovskij, F. G. (1977). *Primery raschetov po gidravlike : uchebnoe posobie.* Strojizdat

10. Dobryak, V. D., Balakin, V. F. & Ugryumov, Yu. D. (2010). Modelirovanie ustrojstva tormozheniya podvizhnyh chastej forgollera podayushego apparata piligrimovogo stana. *Teoriya i praktika metallurgii*, (3–4), 58–62

S. V. Bilodidenko[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-5768-594X
I. A. Mazur[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0003-2177-7110
V. D. Dobriak[2], Ph. D. (Tech.), Senior Engineer
D. Yu. Uhriumov[3], Technical Director
Yu. D. Uhriumov[2], Ph. D. (Tech.), Senior Engineer

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*
[2] *SE "Ukrainian institute for designing iron and steel works"*
[3] *LLC "Marine Survey Company"*

MODELING THE OPERATION OF THE HYDRAULIC BRAKE OF THE FORHOLLER FEEDING APPARATUS OF THE PILGER ROLLING MILL

Abstract. The feeder is one of the main parts of the equipment of the pilgrim mill, the work of which determines not only the productivity, but also the quality of the pipes that are rolled. One of the main problems of working feeders is insufficient braking of the moving masses when setting the sleeve on the mandrel in the rolls of the pilgrim loom, which leads to a significant speed of meeting the sleeve with the rolls, which reaches 1–2 m/s. This significantly increases dynamic loads in the main line of the mill and limits its performance. A common disadvantage of known braking devices is the pulsed increase in fluid pressure in the hydraulic brake. The purpose of

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

the work is to minimize the braking force of the moving parts of the fore-holler within the limits of permissible accelerations, distance and time. In operation, the minimization of the braking force is achieved due to the constancy of the fluid pressure in the braking chamber of the hydraulic brake throughout the entire braking path. Two versions of the hydraulic brake are considered, in which the kinetic energy of the moving parts during braking is absorbed by the work of friction of the brake fluid when it flows from the braking chamber into the water chamber. In the first variant, the flow of fluid from the brake chamber to the water chamber is carried out through throttling channels in the body of the spindle. In the second variant, the fluid flows through a variable annular gap, which is formed by the cylindrical surface of the braking sleeve and the curved surface of the spindle in the braking area. The profile of the throttling channels and the curved surface of the spindle is approximated by straight lines, which greatly simplifies their manufacture. Profiles of channels and curvilinear formers for all pipes that are rolled are close enough to each other, which allows the entire assortment to be divided into two groups and for each group to assign one profile of channels or curvilinear formers. With the help of hydrodynamic theory, two versions of the hydraulic brake were simulated and their advantages and disadvantages were determined. The braking device according to the first variant has the advantage that the spindle and the braking sleeve are centered on the contact surface, but has the disadvantage that it is more labor-intensive to manufacture than a spindle with conical surfaces in the braking area.To check and clarify the results obtained in the work, it is necessary to carry out physical simulation of the operation of the hydraulic brake according to two options.

Key words: pipe, pilgrim mill, feeding device, forholler, hydraulic brake, pneumatic brake, braking chamber, plunger, water chamber, throttle valve, fluid pressure, braking time, braking path.

For citation: Bilodidenko, S. V., Mazur, I. A., Dobriak, V. D., Uhriumov, D. Yu., & Uhriumov, Yu. D. (2024). Modeling the operation of the hydraulic brake of the forholler feeding apparatus of the pilger rolling mill. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 710-730. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-710-730

Стаття надійшла до редакції збірника 23.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-731-740

УДК 536.2

Ю. М. Радченко[1], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0002-5055-6707
О. В. Гупало[1], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0003-3145-9220
О. А. Ребриков[2], майстер нагрівальних колодязів
М. О. Штацький[1], студент

[1] *Український державний університет науки і технологій*
[2] *ПрАТ «ДМЗ»*

ВИБІР ПОЧАТКОВОЇ ТЕПЛОВОЇ ПОТУЖНОСТІ НАГРІВАЛЬНОГО КОЛОДЯЗЯ В УМОВАХ НЕСТАБІЛЬНОЇ РОБОТИ ПІДПРИЄМСТВА

Анотація. Роботу присвячено пошуку шляхів покращення теплотехнічних показників рекуперативних нагрівальних колодязів при роботі в сучасних умовах, для яких характерна непередбачуваність із забезпеченістю металургійного заводу паливно-енергетичними ресурсами, відсутність сталої виробничої програми, різноманітність виробів, що піддаються тепловій обробці і таке інше. Метою дослідження є визначення раціонального режиму нагрівання зливків (заготовок), який забезпечить мінімум питомої витрати палива при виконанні виробничого замовлення. В якості метода дослідження використано методики розрахунку нагріву металу і показників теплової роботи, які базуються на інженерній теорії нагріву. Інженерна модель розповсюдження теплоти дозволила отримати данні, щодо розподілу температури по перетину заготовки на протязі нагрівання без розв'язання диференційного рівняння теплопровідності, а також розрахувати тривалість окремих періодів нагрівання, теплові втрати робочої камери колодязя до навколишнього середовища. Використання поняття про теплові потужності дозволило визначити основні показники теплової роботи колодязя: продуктивність; питому витрату палива на нагрівання металу; коефіцієнт корисної дії колодязя. В роботі досліджено теплову роботу рекуперативного нагрівального колодязя за типовим режимом нагрівання заготовок: перший період – нагрівання з постійною тепловою потужністю, другий – витримка заготовок при постійній температурі камери колодязя. Визначено, що при нагріванні прямокутних заготовок м'яких марок сталі холодного посаду, мінімум питомої витрати палива на нагрівання металу забезпечує робота колодязя з початковою годинною витратою природного газу 269–398 м^3/год. Така теплова потужність колодязя забезпечує прийнятну тривалість нагріву маси металу 29–32 тони на рівні 3,4–4,6 годин. При цьому питома витрата умовного палива складає 48,2 кг/т нагрітого металу.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ключові слова: нагрівальний колодязь, продуктивність, теплова потужність, питома витрата палива.

Посилання для цитування: Радченко Ю. М., Гупало О. В., Ребриков О. А., Штацький М. О. Вибір початкової теплової потужності нагрівального колодязя в умовах нестабільної роботи підприємства. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 731-740. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-731-740.

Стан питання. Інтерес до дослідження теплової роботи рекуперативних нагрівальних колодязів останнім часом суттєво знизився, тому публікації з цього питання практично відсутні. Але виробничі потужності, що мають в своєму складі нагрівальні колодязі, до сих пір присутні в металургійній галузі України. В теперішній час умови їх функціонування суттєво змінилися, що знову змушує шукати способи підвищення ефективності їх роботи.

Зараз, в умовах істотного скорочення виробництва, нестабільної виробничої програми підприємства, непередбачуваної зміни сортаменту продукції та паливно-енергетичних ресурсів, що задіяні в процесах, стає необхідним індивідуальний підхід щодо налаштування режимів роботи конкретного агрегату.

В нашому випадку основним видом сировини на підприємстві є заготовки від сторонніх постачальників, тому нагрівальні колодязі працюють в нехарактерному для них режимі. Замість «гарячих» зливків з конвертерного цеху вимушено використовують «холодні» заготовки. Крім того, у зв'язку з повною відсутністю доменного газу на підприємстві, в якості палива використовується виключно «чистий» природний газ. Таким чином, нагрівальні колодязі працюють в умовах, що значно відрізняються від проектних.

Задачею даного дослідження є визначення раціонального режиму роботи колодязів при епізодичному виконанні замовлень на прокатну продукцію від споживачів.

Методи дослідження. За допомогою математичного моделювання, можна досліджувати практично будь-які процеси, але точність одержуваних результатів залежить, як правило, від "якості" використовуваних фізичних теорій та достовірності вихідних даних та іншого числового матеріалу.

У разі, коли завданням дослідження є пошук укрупнених показників теплової роботи нагрівального колодязя можна обмежитися досить простою інженерною моделлю. В основі цієї моделі інженерна методика розрахунку горіння палива, параметрів теплообміну випромінюванням, нагрівання заготовок, втрат теплоти з робочого простору тощо [1].

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Всі розрахунки виконували для умов нагрівальних колодязів з опаленням з центра подини, що розташовані в прокатному цеху №1 металургійного підприємства ПрАТ «ДМЗ».

Вихідні данні:

- паливо - природний газ з $Q_н^р$ =35,627 МДж/м^3.
- розміри робочої камери колодязя 4300 мм × 4300 мм, глибина - 3300 мм.
- кількість заготовок - 13 шт.
- розмір заготовок 450 мм × 250 мм × 2550 мм.

Розрахунок комбінованого режиму нагрівання (I період нагрівання при постійній тепловій потужності M_o = const, II період при постійній температурі печі $t_{печ}$ = const) виконується з використанням інженерної методики розрахунку нагрівання циліндру [1].

Основні показники теплової роботи колодязя – продуктивність, питома витрата палива на нагрівання металу, коефіцієнт використання теплоти палива та коефіцієнт корисної дії печі визначаються з використанням залежностей, отриманих проф. І. Д. Семікіним [2].

Результати дослідження. Спочатку виконано розрахунки комбінованого режиму нагрівання заготовок в діапазоні можливих початкових питомих теплових потоків на метал. Реальні заготовки замінили еквівалентними циліндрами однакової маси. Необхідні для подальшого аналізу результати розрахунків наведено в таблиці 1.

Таблиця 1 – Результати розрахунку нагріву заготовок

Початковий питомий тепловий потік на метал $q_{поч}$, кВт/м^2	Температура газів на початку нагріву, °С	Тривалість нагріву, год		КВП	
		τ_1	$\tau_{заг}$	$\eta_{поч}$	$\eta_{кін}$
126,229	1229	0,707	2,029	0,649	0,613
108,196	1161	0,933	2,165	0,638	0,637
90,163	1087	1,331	2,382	0,728	0,669
72,131	1004	1,802	2,739	0,775	0,705
54,098	906	2,562	3,350	0,829	0,754
36,065	784	4,022	4,623	0,899	0,833
21,639	650	6,794	7,186	0,975	0,951

Примітка: τ_1 – тривалість першого періоду нагрівання; $\tau_{заг}$ – загальна тривалість нагрівання металу; КВП – коефіцієнт використання теплоти палива.

Як видно з даних таблиці 1, величина початкового питомого теплового потоку на поверхню заготовок очікувано суттєво впливає на тривалість нагріву як в першому періоді, так і на загальну тривалість процесу.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Для подальшого розрахунку показників теплової роботи колодязя визначили втрати теплоти його робочим простором при різних температурах печі.

Були враховані два види втрат теплоти:

– теплопровідністю через кладку робочої камери;

– випромінюванням в надрекуператорний простір через димовідвідні вікна.

Результати розрахунку представлено на рисунку 1 та у таблиці 2.

Таблиця 2 – Теплові втрати робочого простору колодязя

Температура газів, °С	Теплові втрати, кВт		
	теплопровідністю, $Q_{тепл}$	випромінюванням, $Q_{вип}$	загальні, $Q_{врп}$
600	67,839	40,223	108,062
700	76,854	57,213	134,067
800	82,303	78,431	160,734
900	106,410	101,606	208,016
1000	125,658	135,400	261,058
1100	142,859	172,200	315,059
1200	160,743	215,000	375,743
1300	179,285	264,400	443,685
1400	201,567	320,875	522,442

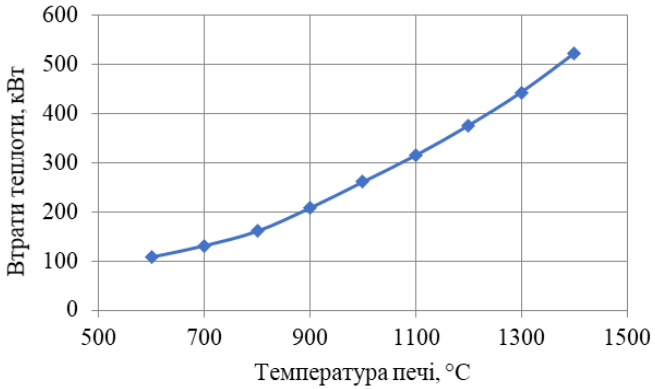


Рисунок 1 – Залежність теплових втрат робочого простору від температури печі

Для розрахунку значення теплової потужності, що забезпечує задану щільність теплового потоку на заготовки на початку нагріву, використовували формулу:

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$M_o^{max} = M_{роб} + M_{хх} = \frac{q_{поч} \cdot F_{ме} + Q_{врп}}{\eta_{поч}} \quad (1)$$

де $M_{роб}$ – робоча теплова потужність, Вт; $M_{хх}$ – потужність холостого ходу, Вт; $q_{поч}$ – питомий тепловий потік на поверхню заготовок на початку нагрівання, Вт/м^2; $F_{ме}$ – загальна площа поверхні нагріву заготовок, м^2; $Q_{врп}$ – теплові втрати робочого простору колодязя при температурі диму на початку першого періоду нагрівання, Вт; $\eta_{поч}$ – коефіцієнт використання теплоти палива (КВП) на початку нагрівання.

Відповідно, початкова (максимальна) витрата палива, що забезпечує таку теплову потужність, складає:

$$B_Г = \frac{M_o^{max}}{Q_н^p} \quad (2)$$

де $Q_н^p$ – нижча теплота згоряння палива, Дж/м^3.

Значення $B_г$, визначені для всього можливого діапазону роботи колодязя, наведено в таблиці 3.

Таблиця 3 – Характеристики колодязя під час роботи з різною початковою тепловою потужністю

Початковий питомий тепловий потік на метал, кВт/м^2	Початкова теплова потужність, МВт	Витрата палива (максимальна), м^3/год	Продуктивність, т/год
$q_{поч}$	Q_o^{max}	$B_г$	P
126,229	37,074	1040,627	14,340
108,196	30,602	858,955	13,436
90,163	24,661	692,194	12,210
72,131	19,188	538,573	10,619
54,098	14,198	398,523	8,683
36,065	9,606	269,627	6,292
21,639	6,189	173,714	4,048

Продуктивність колодязя визначається як:

$$P = \frac{E_{кол}}{\tau_{заг}}, \text{ кг/год} \quad (3)$$

де $E_{кол}$ – ємкість нагрівального колодязя (маса заготовок), кг; $\tau_{заг}$ – загальна тривалість процесу нагріву, год.

Результати розрахунку наведено в таблиці 3 і на рисунку 2.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

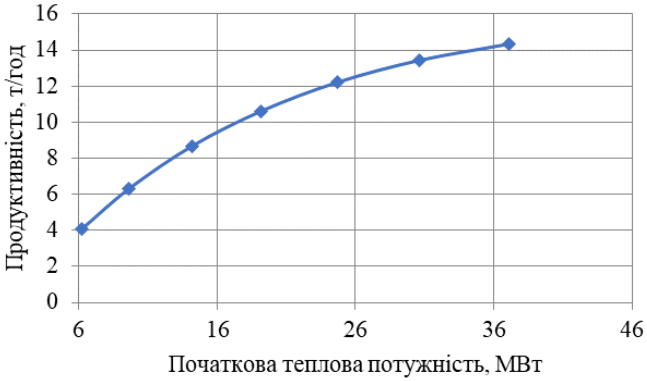


Рисунок 2 – Залежність продуктивності колодязя від початкової теплової потужності

Показники теплової роботи колодязя з різною початковою загальною тепловою потужністю і питому витрату теплоти на нагрівання зливків розрахували з наступних міркувань.

Очевидно, що у всіх випадках садка металу протягом нагрівання повинна отримувати однакову кількість теплоти:

$$Q_м = E_{кол} \cdot (i_{кін} - i_{поч}) \ , \qquad (4)$$

де $i_{кон}$, $i_{поч}$ – питома ентальпія металу в кінці та на початку нагріву, відповідно, Дж/кг.

Тому засвоєна теплова потужність визначається тільки загальною тривалістю процесу нагрівання:

$$M_{зас} = \frac{E_{кол} \cdot (i_{кін} - i_{поч})}{\tau_{заг}} = \frac{Q_м}{\tau_{заг}} . \qquad (5)$$

Миттєва робоча теплова потужність колодязя змінюється на протязі циклу нагрівання у зв'язку з тим, що залежить від КВП:

$$M_{раб} = \frac{M_{зас}}{\eta} . \qquad (6)$$

В такому разі, формулу для визначення середньої робочої теплової потужності, що необхідна для розрахунків, можна записати наступним чином:

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

$$\bar{M}_{роб} = \frac{M_{зас} \cdot \tau_{заг}}{\bar{\eta}_1 \cdot \tau_1 + \eta_к \cdot (\tau_{заг} - \tau_1)} = \frac{Q_м}{\bar{\eta}_1 \cdot \tau_1 + \eta_к \cdot (\tau_{заг} - \tau_1)} , \quad (7)$$

де τ_1 – тривалість 1-го періоду, год; $\bar{\eta}_1$ – середній КВП у першому періоді; $\eta_к$ – значення КВП у другому періоді; $\tau_{заг}$ – загальний час нагрівання зливків, год.

Середня потужність холостого ходу визначається величиною теплових втрат (теплові втрати зростають від мінімального значення на початку 1-го періоду нагрівання, до максимального на початку та протягом усього 2-го періоду нагрівання при $t_{піч}$ = const) та величиною КВП, тому її можна визначити за виразом:

$$\bar{M}_{хх} = \frac{\bar{Q}_{врп,1} \cdot \tau_1}{\bar{\eta}_1 \cdot \tau_{заг}} + \frac{\bar{Q}_{врп,2} \cdot (\tau_{заг} - \tau_1)}{\eta_к \cdot \tau_{заг}} . \quad (8)$$

де $\bar{Q}_{врп,1}$ – середні теплові втрати в першому періоді нагрівання при $M_о$=const, Вт; $\bar{Q}_{врп,2}$ – теплові втрати у 2-му періоді нагрівання.

Остаточно загальна середня теплова потужність колодязя:

$$\bar{M}_о = \bar{M}_{роб} + \bar{M}_{хх} . \quad (9)$$

Витрату теплоти на 1 кг зливків можна розрахувати по формулі:

$$k = \frac{\bar{M}_о}{P} , \text{ Дж/кг.} \quad (10)$$

Питомі витрати природного газу та умовного палива на нагрівання 1 кг металу визначаються як:

$$b_Г = \frac{k}{Q_н^р} , \text{ м}^3\text{/кг}; \quad b_{усл} = \frac{k}{Q_{усл}} , \text{ кг у.п./кг}, \quad (11)$$

де $Q_{усл}$ =29,3·10^6 Дж/кг у.п. – теплота згоряння умовного палива.

Коефіцієнт корисної дії (ККД) нагрівального колодязя розраховується як відношення засвоєної металом теплоти до теплоти, витраченої на процес нагрівання, тобто:

$$ККД = \frac{Q_м}{\tau_{заг} \cdot \bar{M}_о} \cdot 100\ \% . \quad (12)$$

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Результати виконаних розрахунків представлені в таблиці 4 та на рис. 3.

Таблиця 4 – Показники теплової роботи нагрівального колодязя

Початкова теплова потужність, кВт	Продуктивність, т/год	Питома витрата умовного палива, кг/т	Питома витрата природного газу, м^3/т	ККД колодязя, %
37074,644	14,340	53,998	44,409	54,614
30602,183	13,436	52,187	42,919	56,509
24660,945	12,210	50,573	41,592	58,312
19187,866	10,619	49,177	40,444	59,968
14198,285	8,683	48,258	39,688	61,11
9606,062	6,292	48,290	39,714	61,069
6188,947	4,048	50,469	41,506	58,432

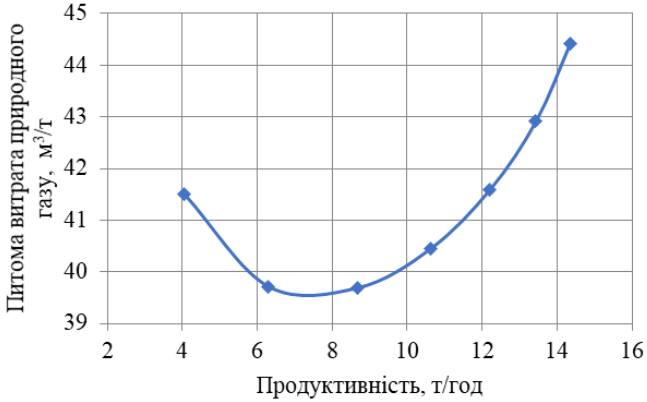


Рисунок 3 – Залежність питомої витрати природного газу від продуктивності печі

Висновки

В умовах нестабільної роботи підприємства, коли виробнича програма визначається наявністю замовлень, робота печей повинна підпорядковуватись, головним чином, забезпеченню прийнятних показників енергоефективності – мінімально можливій питомій витраті палива та максимальному ККД печі.

Виконані дослідження показали, що залежність питомої витрати палива від продуктивності нагрівального колодязя носить екстремальний характер. З графіка на рис. 3 випливає, що при продуктивності колодязі 7,0–7,5 т/год, спостерігається мінімальна питома витрата палива (природного газу) на рівні 39,68 –39,71 м^3/т.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Цей інтервал продуктивностей відповідає початковій загальній тепловій потужності колодязя 9,6– 14,2 МВт і максимальній витраті палива на початку нагріву 270–400 м^3/год. Загальна тривалість циклу нагрівання садки металу «холодного» посаду складає 3,4– 4,6 годин. Температура димових газів, що залишають піч, є низькою. На початку циклу нагрівання вона складає 784 °С, а у кінці першого періоду – 1291 °С, що забезпечує досить високий ККД 61,10%.

Таким чином для умов роботи рекуперативних нагрівальних колодязів прокатного цеху №1 ПрАТ «ДМЗ» визначено діапазон оптимальної продуктивності, в якому досягаються мінімальні питомі витрати палива на нагрівання металу і максимальний ККД печей. Робота колодязів по такому режиму високі дозволить підвищити показники енергоефективності виробництва в прокатному цеху, а саме –мінімізувати витрати палива на нагрівання металу перед подальшою обробкою тиском.

Перелік посилань

1. *Металлургические печи* : Теория и расчеты / Губинский В. И., Тимошпольский В. И., Ольшанский В. М. и др. Минск : Белорусская наука. В 2-х т. Т. 2. 2007. 832 с.

2. Губинский В. И. *Металургійні печі*. Дніпропетровськ : НМетАУ, 2006. 85 с.

References

1. Gubinskii, V. I., Timoshpolskii, V. I., Olshanskii, V. M. et al (2007). *Metallurgicheskie pechi*: *Teoriia i raschety* (Vol. 1). Belorusskaia nauka

2. Hubynskyi, V. Y. (2006). *Metalurhiini pechi*. NMetAU

Yu. M. Radchenko[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0002-5055-6707
O. V. Gupalo[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0003-3145-9220
O. A. Rebrykov[2], Foreman of soaking pits
M. O. Shtatskyi[1], Student

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*
[2] *Private Joint Stock Company "DMZ"*

DETERMINATION OF THE INITIAL HEAT OUTPUT OF THE SOAKING PIT UNDER CONDITIONS OF UNSTABLE OPERATION OF THE METALLURGICAL PLANT

Abstract. The study is devoted to finding ways to improve the thermal performance of recuperative soaking pit when operating in modern conditions, which are characterized by unpredictability in the supply of fuel and energy resources to a metallurgical plant, the lack of a sustainable production program, the variety of

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ingots (billets), etc. The study aims to determine the rational operation mode for heating ingots (billets), which will ensure a minimum specific fuel consumption when fulfilling a production order. As a research method, the authors used methods for calculating metal heating and indicators of thermal performance based on the engineering theory of heating. The engineering model of heat transfer made it possible to obtain data on the temperature distribution across the ingot cross-section during heating without solving the differential heat conduction equation, as well as to calculate the duration of heating periods and heat losses of the working chamber of the well to the environment. Using the concept of thermal power made it possible to determine the main indicators of the thermal operation of the soaking pit: productivity, specific fuel consumption for heating the metal, and the efficiency of the soaking pit. The paper investigates the thermal performance of a recuperative soaking pit according to a typical operation mode of heating ingots (billets): the first period is heating with constant thermal power, the second is holding ingots (billets) at a constant temperature of the furnace chamber. It has been determined that when rectangular steel billets are heated, the minimum specific fuel consumption is ensured by operating a soaking pit with an initial natural gas consumption of 269-398 m^3/hour. This heat rating of the soaking pit ensures an acceptable heating time for a metal mass of 29- 32 tons at the level of 3.4- 4.6 hours.

Key words: soaking pit, productivity, heat output, specific fuel consumption.

For citation: Radchenko, Yu. M., Gupalo, O. V., Rebrykov, O. A., & Shtatskyi, M. O. (2024). Determination of the initial heat output of the soaking pit under conditions of unstable operation of the metallurgical plant. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 731-740. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-731-740

Стаття надійшла до редакції збірника 25.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-741-752

УДК 621.783.24

М. В. Михайловський[1], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0002-9960-6189
О. В. Гупало[1], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0003-3145-9220
О. П. Єгоров[1], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0002-9867-0437
В. І. Шибакінський[1], к.т.н., доцент, ORCID 0009-0003-4387-8315

[1] *Український державний університет науки і технологій*

РОЗРОБКА АСК РЕЖИМОМ ДУТТЯ КІЛЬЦЕВОЇ ПЕЧІ ПРИ ЙОГО ЗБАГАЧЕННІ ТЕХНОЛОГІЧНИМ КИСНЕМ

Анотація. Перспективними заходами підвищення енергоефективності кільцевих печей є збільшення температури підігріву повітря шляхом їх переведення на регенеративну систему опалення та утилізації теплоти димових газів і збагачення повітря горіння технологічним киснем. Застосування регенеративних пальникових пристроїв потребує значних інвестицій. В той же час, при наявності надлишків технологічного кисню і обмеженій інвестиційній можливості підприємства доцільним є реалізація технології нагрівання металу при збагаченому киснем повітрі. Досліджено теплову роботу кільцевої печі трубопрокатного цеху № 4 ПАТ «Інтерпайп НТЗ», яка працює на атмосферному та збагаченому киснем повітрі. Розглянуто два варіанти організації змішування технологічного кисню з атмосферним повітрям: 1) після підігріву атмосферного повітря в рекуператорі; 2) перед рекуператором з наступним підігрівом в рекуператорі суміші атмосферного повітря та технологічного кисню. Для впровадження заходу розроблено температурний режим роботи печі на збагаченому киснем повітрі. На основі аналізу техніко-економічної ситуації на підприємстві рекомендовано здійснити варіант змішування підігрітого атмосферного повітря з технологічним киснем після рекуператора. Опрацьовано алгоритм керування таким комбінованим дуттям кільцевої печі. З урахуванням вимог технічного завдання розроблено відповідну систему керування з використанням мікропроцесорного обчислювального комплексу. За результатами комп'ютерного моделювання керування співвідношенням «газ-повітря-кисень» вибрані закони регулювання і визначені налаштування регуляторів витрати палива, підігрітого повітря і технологічного кисню, що забезпечують заданий тепловий режим нагрівальної кільцевої печі. Визначено, що з використанням в кільцевій печі наявного ресурсу технологічного кисню 2000 м^3/год можливо збільшити концентрацію кисню у повітрі дуття до 33,6 %. Це забезпечує підвищення енергоефективності печі та економію палива до 18 %. Річний економічний ефект від впровадження заходу складе майже 10 млн. грн. Результати роботи можуть бути базою для створення автоматизованої системи керування (АСК) комбінованим дуттям кільцевої печі.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ключові слова: кільцева піч, режим дуття, автоматизована система керування, технологічний кисень, комп'ютерне моделювання.

Посилання для цитування: Михайловський М. В., Гупало О. В., Єгоров О. П., Шибакінський В. І. Розробка АСК режимом дуття кільцевої печі при його збагаченні технологічним киснем. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 741-752. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-741-752

Вступ. Кільцева піч є автоматизованим агрегатом, що забезпечує рівномірне нагрівання металу до заданої температури. Для автоматичного регулювання ця піч є статичним об'єктом з великою інерційністю за каналами збурювань і керування. Режим роботи печі характеризується такими вихідними параметрами: температурою робочого простору в опалювальних зонах печі; співвідношенням «газ-повітря» в зонах; тиском в робочому просторі печі.

При роботі системи автоматичного керування діє низка збурюючих впливів: зміна продуктивності печі, зміна тяги, збурювання, пов'язані із завантаженням і вивантаженням заготівок, зміна тиску газу й повітря, що подаються в пальникові пристрої, їх нерівномірний розподіл по окремих пальниках і зонах печі, взаємний вплив зон, зміна калорійності палива. Основними керуючими впливами є температура в зонах печі, витрати палива та повітря на зони нагрівання, швидкість руху металу в робочому просторі печі та величина тяги в димоході.

Відповідно до результатів досліджень [1], одним з найбільш перспективних заходів підвищення енергоефективності кільцевих печей є збільшення температури підігріву повітря шляхом переведення кільцевої печі на регенеративну систему опалення і утилізації теплоти димових газів та збагачення повітря горіння технологічним киснем. Застосування регенеративних пальникових пристроїв потребує значних інвестицій. В той же час, при наявності надлишків технологічного кисню і обмеженій інвестиційній спроможності підприємства, доцільним є реалізація технології нагрівання металу при збагаченому киснем повітрі.

Метою даного дослідження є вибір найбільш раціонального варіанту підвищення енергоефективності кільцевої печі та економії природного газу при збагаченні повітря технологічним киснем.

Для реалізації технічної пропозиції щодо модернізації системи подачі повітря до пальникових пристроїв печі за рахунок збагачення повітря горіння технологічним киснем необхідно розробити АСК тепловим режимом кільцевої печі з використанням сучасних технічних засобів автоматизації.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Вихідні дані та результати дослідження. Кільцеву піч призначено для нагрівання циліндричних заготівок перед прошивним пресом. Робочий простір печі розділено на чотири технологічні зони: три опалювальні (перша і друга зварювальні та томильна) зони та одну неопалювальну – методичну зону. По відношенню до активної площі поду ($L_{заг}$ = 70,65 м) технологічні зони печі складають: методична – 30 %, перша зварювальна – 27 %; друга зварювальна – 23 %; томильна – 20 %. Температура підігріву повітря в рекуператорах 250 – 300 °С. Температурний режим печі наведено у технологічній інструкції [2].

Основні розміри робочого простору печі: середній діаметр – 24 м; ширина поду – 4,90 м; висота робочого простору – 2,04 м. Піч опалюється природним газом за допомогою 55 пальників. Для підігріву повітря горіння до 300 °С піч обладнано металевим рекуператором з площею поверхні теплообміну 200 м^2.

Дослідження виконано для роботи печі з максимальною продуктивністю 60 т/год при нагріванні заготівок діаметром 570 мм до кінцевої температури поверхні 1280 °С з перепадом температур за товщиною заготівки 30 °С.

За допомогою методики розрахунку [3], побудованої на основі використання методу теплової діаграми, досліджено теплову роботу печі при використанні для спалювання палива атмосферного повітря. Отримані результати у вигляді температурної і теплової діаграм нагрівання заготівок приведено на рисунках 1 і 2, відповідно.

З цих рисунків видно, що при максимальній продуктивності піч працює за двохзонним температурним режимом. Тривалість нагрівання металу до заданих параметрів складає 6,3 години.

При виконанні досліджень розглянуто два варіанти. Варіант 1 передбачає, що підігріте в рекуператорі атмосферне повітря змішується з холодним киснем перед піччю. Згідно з варіантом 2 змішування атмосферного повітря з киснем здійснюється перед рекуператором. Максимальна витрата кисню в обох варіантах дорівнює 2000 м^3/год.

Проведено дослідження впливу концентрації кисню у повітрі горіння (у діапазоні від 25 % до 37 %) на такі характеристики теплового режиму роботи печі: температуру підігріву повітря в рекуператорі і температуру повітря горіння (рисунок 3), коефіцієнт використання теплоти палива і питому витрату палива (рисунок 4). Варіант 1 показано суцільними, а варіант 2 – пунктирними лініями.

Визначено, що економія питомої витрати палива у варіанті 1 становить 6,95 м^3/т, а у варіанті 2 – 7,24 м^3/т.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



Рисунок 1 – Температурна діаграма нагрівання заготівок в кільцевій печі при роботі на атмосферному повітрі

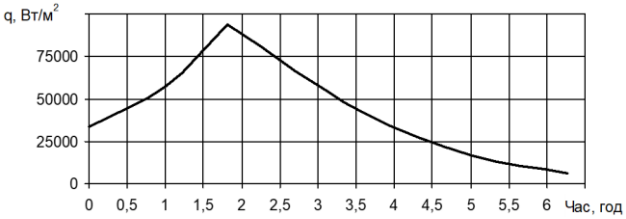


Рисунок 2 – Теплова діаграма нагрівання заготівок в кільцевій печі при роботі на атмосферному повітрі

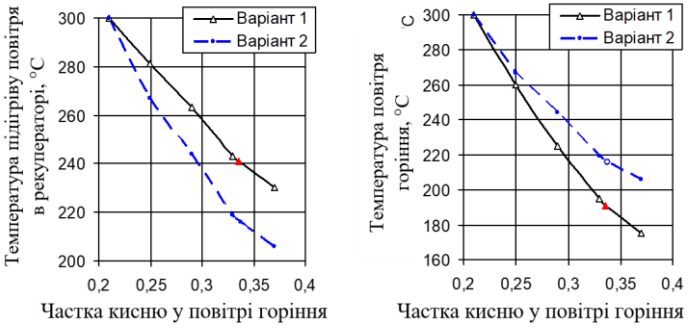
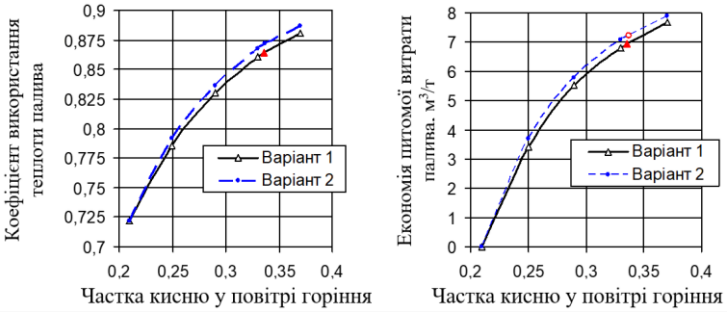


Рисунок 3 – Зміна температур продуктів згоряння на виході з печі (а) та підігріву повітря в рекуператорі (б) при збагаченні повітря горіння киснем

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)



а б

Рисунок 4 – Зміна коефіцієнта використання теплоти (а) та економія питомої витрати палива (б) для обох варіантів

У варіанті 2 економія палива на 4 % більша, але ця перевага може бути знецінена, якщо в рекуператорі має місце виток збагаченого повітря. Тому доцільно рекомендувати для впровадження організацію процесу змішування згідно варіанту 1, тобто змішування підігрітого в рекуператорі атмосферного повітря з технологічним киснем безпосередньо перед піччю.

Розробка АСК. Модернізована система керування дуттям кільцевої печі повинна реалізовувати збагачення вентиляторного повітря, що подається на горіння, технологічним киснем для інтенсифікації спалювання природного газу на існуючих пальникових пристроях печі. Система повинна автоматично підтримувати співвідношення «паливо-повітря-кисень». Причому, при використанні кисню необхідно зберегти штатний тепловий режим роботи кільцевої печі.

Для забезпечення заданого режиму нагрівання заготівок система повинна виконувати наступні функції: підтримку заданих значень температури за зонами печі і тиску в робочому просторі печі; вимір витрати газу, кисню й повітря горіння за зонами печі; індикацію показань датчиків температури, тиску і витрат; реєстрацію несправностей і аварійних ситуацій; архівування технологічних параметрів.

Для реалізації АСК розроблена функціональна схема автоматизації (рис. 5). В системі передбачено контроль температури в робочому просторі печі та повітря перед піччю, контроль тиску повітря, кисню та газу перед піччю, а також концентрації CO та O_2 в димових газах для визначення раціонального коефіцієнту співвідношення «газ-повітря». Регулювання витрати повітря, кисню та газу здійснюється за допомогою виконавчих механізмів типу МЕО, які задіюють регулючі заслінки на відповідних трубопроводах.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

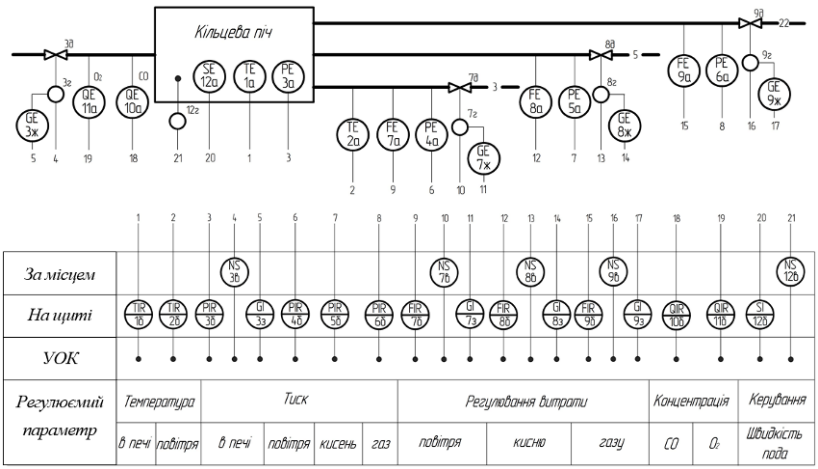


Рисунок 5 – Функціональна схема автоматизації режимом дуття кільцевої печі при його збагаченні технологічним киснем

На базі устаткування фірми Advantech скомпоновано управляючий обчислювальний комплекс, структурну схему якого зображено на рис. 6. На схемі позначено вхідні сигнали від датчиків та вихідні сигнали на виконавчі механізми. Для перетворення сигналів напруги від тахогенератора обрано нормалізатор напруги ADAM 3112. Для введення сигналів від датчиків призначений універсальний 8-канальний модуль аналогового вводу ADAM 4019, а для видачі управляючого сигналу модуль ADAM 4021. Для введення-виведення сигналів безпосередньо до комп'ютера та з нього, призначений модуль перетворювання сигналів ADAM 4520.

Для синтезу регуляторів використано інструментальний пакет Matlab / Nonlinear Control Design Blockset (NCD-Blockset). При моделюванні прийняті такі параметри об'єкта: для каналів витрати палива та кисню коефіцієнт підсилення $k_{ОК} = 0{,}0056$ (м^3/год)/% ходу регулюючого органу (РО); для каналу витрати повітря коефіцієнт підсилення $k_{ОП} = 0{,}056$ (м^3/год)/% ходу РО; постійна часу об'єкта $T_О = 0{,}8$ с; час чистого запізнювання $\tau_О = 0{,}2$ с. Максимально можливе значення збурювання z = 10% ходу РО. Вимоги до якості регулювання: припустима статична помилка $\Delta y = 0$; максимально припустиме відхилення для каналів газу та кисню $\Delta y_1 = 0{,}03$; для каналу повітря $\Delta y_1 = 0{,}3$; припустимий час регулювання $t_Р = 5$ с.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

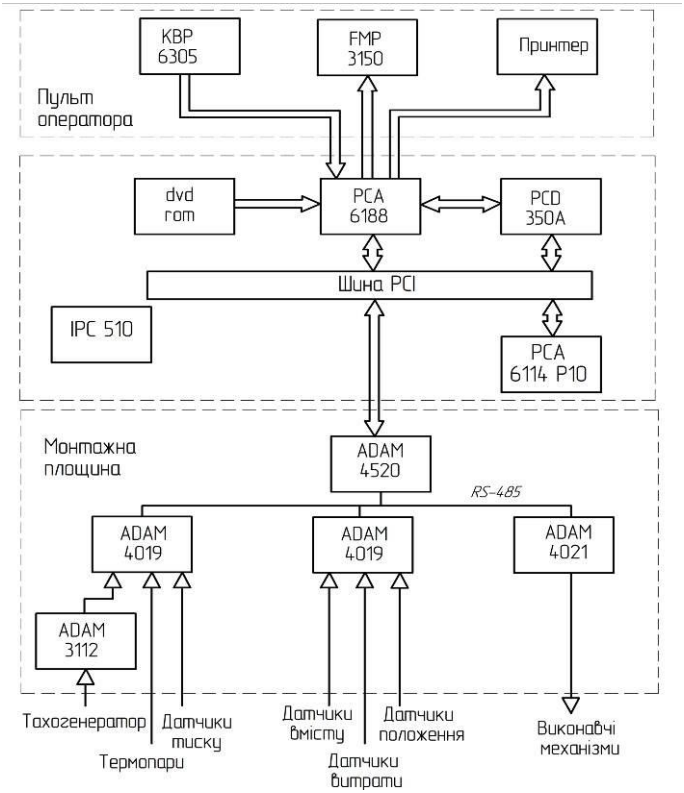


Рисунок 6 – Структурна схема управляючого обчислювального комплексу

Результати моделюванняння. В результаті дослідження на моделі обрані пропорційно-інтегруючі регулятори з такими параметрами: для каналів регулювання витрати палива та кисню – k = 466,67 і T = 0,56 с, а для каналу регулювання витрати повітря – k = 46,67 і T = 0,56 с.

Для перевірки роботи розробленої структури АСК та синтезованих регуляторів проведене комп'ютерне моделювання у пакеті Matlab/Simulink. Структурна модель АСК, складена з функціональних блоків Simulink, показана на рис. 7.

У цій моделі передбачена зміна завдання з витрати газу в залежності від заданої температури за зонами печі. За фактичною витратою газу розраховується сигнал завдання на витрату повітря, що надходить в регулятор витрати повітря, та, аналогічно, за фактичною витратою повітря розраховується сигнал завдання на витрату кисню.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

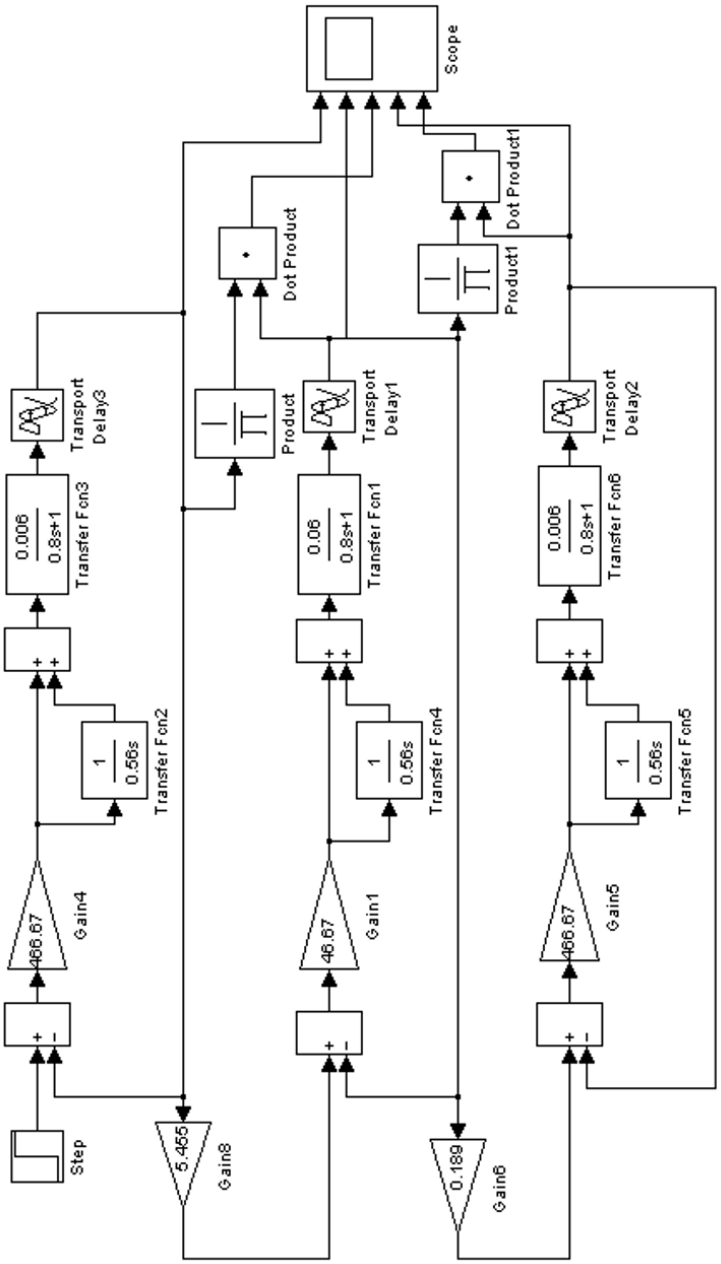


Рисунок 7 – Структурна схема комп'ютерної моделі динаміки співвідношення «паливо-повітря-кисень» при опалюванні кільцевої печі

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

На рисунку 8 зображено отримані графіки перехідних процесів при регулюванні. Як видно, при зміні завдання з витрати газу коефіцієнти витрати «газ-повітря» та «повітря-кисень» відхиляються від заданих значень. Але при цьому перерегулювання витрати газу, кисню і повітря не перевищує 30 %. Сталий режим досягається менш ніж за 4 с, що цілком припустимо для розроблювальної системи.

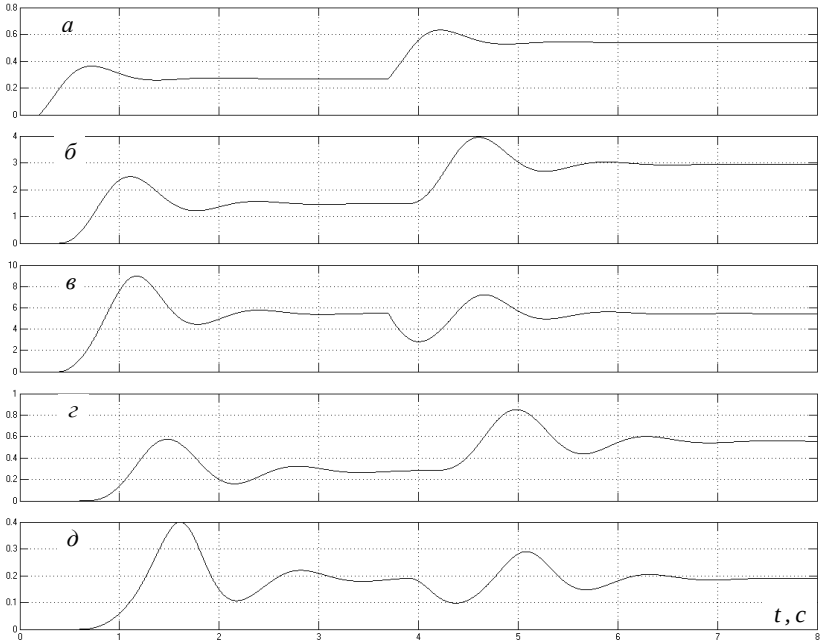


Рисунок 8 – Результати комп'ютерного моделювання динаміки співвідношення «паливо-повітря-кисень» при опалюванні кільцевої печі. Умовні позначення: а) витрата газу ($м^3/с$); б) витрата повітря ($м^3/с$); в) співвідношення «газ-повітря»; г) витрата кисню ($м^3/с$); д) співвідношення «повітря-кисень»

Висновки

В роботі розглянуто альтернативні варіанти організації змішування технологічного кисню з атмосферним повітрям: 1) після підігріву атмосферного повітря в рекуператорі; 2) перед рекуператором з наступним підігрівом в рекуператорі суміші атмосферного повітря та технологічного кисню. З урахуванням техніко-економічної ситуації на підприємстві рекомендовано здійснити варіант змішування підігрітого атмосферного повітря з технологічним киснем після рекуператора.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Опрацьовано алгоритм керування таким комбінованим дуттям кільцевої печі. З урахуванням вимог технічного завдання розроблено відповідну систему керування з використанням мікропроцесорного обчислювального комплексу. За результатами комп'ютерного моделювання керування співвідношенням «газ-повітря-кисень» вибрані закони регулювання і визначені налаштування регуляторів витрати палива, підігрітого повітря і технологічного кисню, що забезпечують заданий тепловий режим нагрівальної кільцевої печі.

Визначено, що використання в кільцевій печі наявного ресурсу технологічного кисню 2000 м^3/год дає можливість збільшити концентрацію кисню у повітрі дуття до 33,6 %. Це забезпечує підвищення енергоефективності печі та економію палива до 18 %. Річний очікуваний економічний ефект від впровадження заходу складе майже 10 млн. грн. Результати роботи можуть бути базою для створення автоматизованої системи керування комбінованим дуттям кільцевої печі.

Таким чином підтверджено ефективність застосування розробленої системи автоматичного регулювання співвідношення «газ-повітря-кисень» для забезпечення заданого теплового режиму нагрівальної кільцевої печі.

Перелік посилань

1. Дослідження ефективності використання технологічного кисню при опаленні теплотехнічних металургійних агрегатів / Л. П. Грес, О. В. Гупало, О. О. Єрьомін, Є. О. Каракаш, Е. К. Д'якова. *Металургійна та гірничорудна промисловість*. 2019. № 3-4. С. 14-24.

2. Чуприна Л. В. , Терентьєв В. І. *Технологічна інструкція ТІ 243-Тр4-01-02 «Прокатка труб на установці з пілігримовими станами 5-12" в ТПЦ-4»*. Дніпропетровськ : ТОВ «Нижньодніпровський трубопрокатний завод», 2002. 85 с.

3. Гупало Е. В, Строменко А. С., Яшный В. В. Использование излишков технологического кислорода в нагревательных печах трубопрокатного цеха / XVII International scientific conference "New technologies and achievements in metallurgy and material engineering and production engineering". Series: Monografic Nr 56. Czestochowa, 2016. P. 500-503.

References

1. Gres, L. P., Gupalo, O. V., Yeromin, O. O., Karakash, Ye. O., & Diakova, E. K. (2019). Research on the efficiency of the use of process oxygen to enrich the combustion air in metallurgical heating equipment. *Metalurhiina ta hirnychorudna promyslovist*, (3-4). P. 14-24. http://doi.org/10.34185/0543-5749.2019-3-4-14-24

2. Chupryna, L. V., & Terentiev, V. I. (2002). *Tekhnologichna instruktsiia TI 243-Tr4-01-02 "Prokatka trub na ustanovtsi z pilihrymovymy stanamy 5-12" v TPTs-4"*. PJSC "NTZ".

3. Gupalo, E. V, Stromenko, A. S., & Yashnyi, V. V. (2016). Using of process

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

oxygen surplus into heating furnaces of tube-rolling shop. In *XVII International scientific conference "New technologies and achievements in metallurgy and material engineering and production engineering"*. Series: Monografic No. 56. Czestochowa. P. 500-503.

M. V. Mykhailovskyi[1], Ph.D, (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-9960-6189
O. V. Gupalo[1], Ph. D, (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0003-3145-9220
O. P. Yehorov[1], Ph. D, (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-9867-0437
V. I. Shybakinskyi[1], Ph. D, (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0009-0003-4387-8315

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*

DEVELOPMENT OF ASC IN THE BLOWING MODE OF THE RING FURNACE WHEN ENRICHING THE BLOW WITH PROCESS OXYGEN

Abstract. The promising measures to increase the energy efficiency of ring furnaces is to increase the air heating temperature by transferring the ring furnace to a regenerative heating system and enrichment of combustion air with process oxygen. The use of regenerative burner devices requires significant investments. At the same time, in the presence of surplus process oxygen and limited investment opportunities of the enterprise, it is advisable to implement the technology of heating metal in oxygen-enriched air. The thermal operation of ring furnace of pipe rolling workshop No. 4 of PJSC "Interpipe NTZ", which operates on atmospheric and oxygen-enriched air, was studied. Two options for organizing the mixing of process oxygen with atmospheric air were considered: 1) after heating atmospheric air in the recuperator; 2) before the recuperator with subsequent heating in the recuperator of a mixture of atmospheric air and process oxygen. To implement the measure, a temperature regime for the furnace operation on oxygen-enriched air was developed. Based on the analysis of the technical and economic situation at the enterprise, it is recommended to implement the option of mixing heated atmospheric air with process oxygen after the recuperator. The algorithm for controlling such the combined blast of ring furnace has been developed. Taking into account the requirements of the technical task, an appropriate control system using the microprocessor computing complex has been developed. Based on the results of computer modeling of "gas-air-oxygen" ratio control, the control laws have been selected and the settings of the fuel, heated air and process oxygen flow regulators have been determined, which ensure the specified thermal regime of the heating ring furnace. It has been determined that to use the available process oxygen resource of 2000 m^3/h in the ring furnace, it is possible to increase the oxygen concentration in the blast air to 33.6%. This ensures an increase in the energy efficiency of furnace and fuel savings of up to 18%. The annual economic effect of implementing the measure will be almost 10 million UAH. The results of the work can be the basis for creating an automated control system for the combined blast of the ring furnace.

Key words: ring furnace, blowing mode, process oxygen, automated control system, computer modeling.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

For citation: Mykhailovskyi, M. V., Gupalo, O. V., Yehorov, O. P., & Shybakinskyi, V. I. (2024). Development of ASC in the blowing mode of the ring furnace when enriching the blow with process oxygen. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, No. 38, P. 741-752. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-741-752

Стаття надійшла до редакції збірника 11.10.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-753-759
УДК 621.7:666.76.001.8

В. В. Мазур[1], аспірант, ORCID 0009-0006-5952-2868

[1] *Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України*

НАПРЯМИ РОЗВИТКУ ТЕХНОЛОГІЇ ФОРМУВАННЯ ШИХТИ ДЛЯ ВИПЛАВЛЕННЯ ВОГНЕТРИВКОГО МУЛІТОКРЕМНЕЗЕМИСТОГО МАТЕРІАЛУ

Анотація. Показано, що використання енергозберігаючих технологій в металургії, енергетиці, хімічній промисловості, інших галузях виробництва є актуальною для України задачею на нинішньому етапі відновлення її науково-технічного потенціалу. В даний час на машинобудівних та хімічних підприємствах, електростанціях, об'єктах енергетики тощо здійснюються поточні й капітальні ремонти, модернізація і реконструкція обладнання, в тому числі з метою економії тепла і енергетичних ресурсів. Перспективним напрямом розвитку тепло- і енергозбереження є втілення у виробництво інноваційних рішень щодо застосування у промислових масштабах високотемпературної теплоізоляції із мулітокремнеземистих волокон, спроможної витримувати температуру до 1600 °С. Встановлено, що можливість застосування таких вогнетривів в металургійних агрегатах, які експлуатуються при високих температурах, забезпечується, передусім, складом шихти для виплавлення вогнетривкого мулітокремнеземистого матеріалу. Дано технічні характеристики сировинних матеріалів, призначених для виготовлення мулітокремнеземистих теплоізоляційних волокнистих блоків та інших вогнетривких виробів. На прикладі запланованої модернізації Синельниківського заводу «СИНТІЗ» розглянуто ефективні технічні та технологічні рішення щодо удосконалення виробництва, а саме технології виплавлення вогнетривкого мулітокремнеземистого матеріалу. Розглянуто причини втрат розплаву мулітокремнеземистого матеріалу, виникнення браку сформованих виробів та напрями його переробки у власному виробництві. Обґрунтовано застосування у складі шихти для виготовлення цього матеріалу звороту власного виробництва (закам'янілих проливів розплаву SiO_2 і AL_2O_3, відходів, браку вогнетривкових плит МКРГ і ШПГТ тощо) масовою часткою до 30 %. Розроблено технологію і комплекс обладнання, необхідних для підготовки звороту до використання у складі шихти.

Ключові слова: металургія, вогнетриви, мулітокремнеземисті матеріали, виробництво, технологія, розвиток.

Посилання для цитування: Мазур В. В. Напрями розвитку технології формування шихти для виплавлення вогнетривкого мулітокремнеземистого

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

матеріалу. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 753-759. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-753-759

Ефективним напрямом теплозбереження в металургії, інших галузях промисловості є поширення застосування теплоізоляційних виробів із керамічних волокон каолінового і мулітокремнеземистого складів. В Україні розроблено і реалізовано у промислових масштабах виробництво високотемпературної теплоізоляції із мулітокремнеземистих волокон, спроможної витримувати у постійному режимі експлуатації температуру до 1600 °С [1–4 та ін.]. Висока температура використання теплоізоляції із мулітокремнеземистого волокна забезпечується завдяки застосуванню у його складі діоксиду цирконію. Мулітокремнеземисте волокно отримують роздуванням (роздувом) розплаву шихти, основними складовими якої є AL_2O_3 і SiO_2 , і використовують для виготовлення вогнетривких, з низькою теплопровідністю блоків, плит, паперу, картону, фетру, повсті, інших виробів. Використання таких матеріалів в якості футеровки термічних печей, різного металургійного обладнання забезпечує кардинальне зниження їх енергоємності, зменшення витрат на експлуатацію, інші переваги [5–6].

В нашій статті [7] викладено досвід заводу «СИНТІЗ» щодо модернізації руднотермічної печі СКБ 6098, призначеної для виплавлення мулітокремнеземистого матеріалу. В результаті удосконалення системи управління піччю на цьому підприємстві витрати електроенергії на її експлуатацію скоротилися на (5…15)%. Нині виконуються роботи з об'єднання окремих локальних систем управління технологічним процесом виготовлення вогнетривких виробів із мулітокремнеземистого волокна в єдину замкнуту автоматизовану систему управління виробництвом.

Підкреслимо, що при відпрацюванні технології виробництва вогнетривкої теплоізоляції науковими організаціями та промисловими підприємствами України, які виробляють зазначену продукцію, зокрема заводом «СИНТІЗ», було досліджено вплив вказаних вище високих температур у процесі тривалої експлуатації мулітокремнеземистої теплоізоляції на її усадку. Згідно з вимогами європейських нормативних документів, стандартів, лінійні зміни розмірів виробів із вогнетривкої теплоізоляції їх температурна усадка не повинні перевищувати 3 % при тривалому знаходженні в умовах високих (1250…1400)°С температур. Окремі виробники вогнетривкої теплоізоляції зазначають, що усадка виробів не перебільшує

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

(2,5…5,0)%. Дослідження[1] температурної усадки фетру, картону, теплоізоляційних плит, виготовлених із мулітокремнеземистого волокна, були виконані за методикою ГОСТ 5402-81. Зразки розмірами 100 × 100 мм нагрівали в електричній печі зі швидкістю 2℃ за хвилину до температури 1400…1425°С. Далі їх витримували при цій температурі протягом 20…21 годин. Після чого охолоджували протягом двох діб до кімнатної температури. Результатами виконаних досліджень встановлено, що усадка фетру марки МКРФЦ-150, виготовленого на заводі «СИНТІЗ» відповідно до ТУ У 26.2-00190503-275-2006 [6] з вмістом у складі матеріалу оксиду цирконію не менше 10 %, не перевищувала 3 %. Усадка зразків плит ШПГТ-450 і картону МКРК-500 не перевищувала 2,5 %. Отримані результати досліджень були використані при розробці технічних вимог на фетр і блоки вогнетривкі мулітокремнеземисті теплоізоляційні волокнисті з добавками до їх хімічного складу діоксиду цирконію [6]. Зазначені вогнетриви постачаються на металургійні, машинобудівні, хімічні підприємства для реалізації заходів щодо теплозбереження.

Аналіз технічної літератури в темі, яка розглядається, засвідчив, що світові тенденції у сфері виготовлення і використання вогнетривів із мулітокремнеземистого волокна стосуються: збільшення асортименту цієї продукції, в тому числі в частині розширення інтервалу температур її застосування і способів використання; вибору і уточненню якості сировини, зокрема хімічного складу компонентів шихти для виплавлення зазначеного вогнетривкого матеріалу; ретельної підготовки сировини і шихти в цілому перед їх застосуванням у виробництві волокна; удосконалення технології і конструкцій волокноутворювального обладнання; спеціалізації технології формовки вогнетривких виробів різного типу і призначення.

Дослідження, виконані в Україні [4] і безпосередньо на заводі «СИНТІЗ» [5–8 та ін.], засвідчили, що значні й ще нереалізовані можливості розвитку виробництва вогнетривкої продукції із мулітокремнеземистого волокна криються в удосконаленні безпосередньо процесу виплавлення цього вогнетривкого матеріалу. Технічні й технологічні заходи спрямовані, передусім, на реалізацію у промисловій практиці рішень щодо посилення ефективності використання сировини, яку застосовують у шихті для виплавлення мулітокремнеземистого матеріалу.

Основною сировиною для виробництва мулітокремнеземистого волокна є глинозем і пісок, хімічний склад якого регламентується ДСТУ Б В.2.7-32 95. При виготовленні мулітокремнеземистої

[1] Дослідження виконано за участю А. І. Рябова, О. А. Пашковського.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

теплоізоляції відповідно до вимог ТУ У 26.2-00190503-275-2006 [7], призначеної для експлуатації в умовах температур до 1600 °С, додатковим компонентом шихти є концентрат цирконію, що виготовляють згідно до вимог зазначених ТУ. При діючій технології виробництва вогнетривкого мулітокремнеземистого волокна втрати шихти у процесі її підготовки до плавлення безпосередньо у печі доходять до 6 %. Головними причинами втрат сировини є просипи шихти на початку її розплавлення та злив розплаву, який в подальшому кам'яніє. Хімічний склад зливу розплаву суттєво нестабільний. Обумовлене це наступним.

При формуванні шихти пісок, глинозем, інші компоненти шихти (концентрат діоксиду цирконію тощо) надходять у змішувач фракціями до 1 мм і ретельно перемішуються. Але пісок (SiO_2) і глинозем (Al_2O_3) мають різні температури плавлення, внаслідок чого пісок розплавляється раніше і швидше, ніж глинозем. В результаті на початку процесу розплавлення шихти, на старті роздуву розплаву відбувається його розшарування, яке поступово зменшується і закінчується після повного розплавлення усіх компонентів шихти та їх перемішування. Проливи і злив розплаву в спеціально передбачений для цього підвал відбуваються саме на цьому етапі технологічного процесу та під час ремонтів, обслуговування печі тощо. Злитий розплав (злив) в подальшому кам'яніє і утилізується.

Для використання у шихті для виготовлення мулітокремнеземистого волокна зазначених відходів поточного виробництва необхідно закам'янілі зливи розплаву висушити, подрібнити, помолоти до фракції розміром не більше 1 мм, перемішати з іншими компонентами шихти і тим самим усереднити її склад. Попередні розрахунки та виконані дослідження засвідчили, що названі заходи дозволяють за необхідності додавати у шихту цей вторинний матеріал масовою часткою до 30 %. Зазначене рішення призведе до зниження собівартості продукції орієнтовно на 5 %. При цьому знімається і екологічна проблема щодо необхідності утилізації відходів.

Заходи, спрямовані на застосування у складі шихти вторинної сировини, передбачають також переробку та використання викладеним способом браку теплоізоляційних виробів (пошкоджених плит МКРГ, ШПГТ та ін.). Хімічний склад цих виробів такий самий, як й базовий хімічний склад шихти. В'яжуча речовина (клей), яка застосовується при формування з волокна теплоізоляційних плит та інших виробів, вигоряє під час розплавлення шихти в печі і суттєво не впливає на остаточний хімічний склад розплаву. Незначні домішки до складу розплаву, що виникли внаслідок вигоряння в'яжучої речовини (клею), як засвідчили результати виконаних експериментів [8], відчутно не

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

впливають на в'язкість розплаву і його спроможність до волокноутворення роздувом.

Виробнича лінія, що розроблена для реалізації у промисловій практиці заводу «СИНТІЗ» викладених вище технічних рішень, представлена на рис. 1.

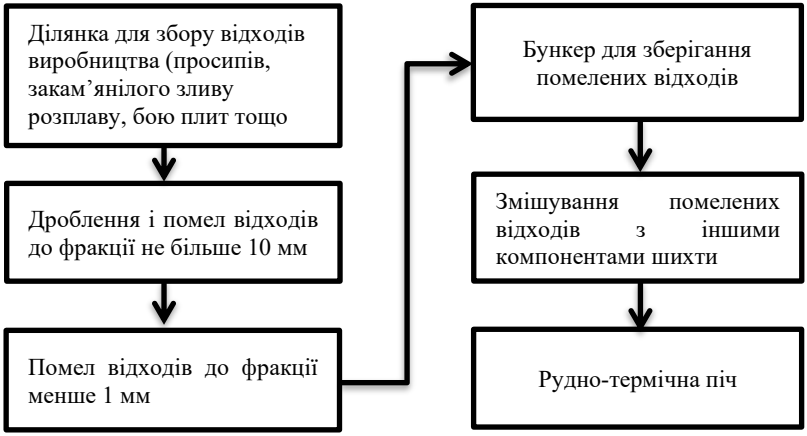


Рисунок 1 – Схема виробничої лінії для підготовки і використання відходів власного виробництва у шихті для виготовлення розплаву із мулітокремнеземистого матеріалу

Виробнича лінія, що показана на рис. 1, надає можливість здійснювати підготовку до використання у складі шихти також інших, окрім глинозему і піску компонентів, які сприяють покращенню якості вогнетривкої теплоізоляції, виготовленої із мулітокремнеземистого волокна, та зменшенню витрат на її виробництво.

Висновки

В Україні розроблені і втілені у виробництво інноваційні рішення щодо виготовлення у промислових масштабах високотемпературної теплоізоляції із мулітокремнеземистого волокна у вигляді вати, рулонного матеріалу, плит, повсті, фетру, блоків та виробів складної конфігурації, спроможної витримати температуру до 1600 °С. Визначено напрями розвитку технології виготовлення мулітокремнеземистого матеріалу, які передбачають використання для його виплавлення звороту власного виробництва і відходів у вигляді браку теплоізоляційних плит тощо, загальною масою у шихті до 30 %. Зазначені рішення забезпечують зниження собівартості продукції орієнтовно на 5 %.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Перелік посилань

1. ВАТ «Український науково-дослідний інститут вогнетривів імені А.С. Бережного» — 75 років. Харків: *Прапор*. 2002. 272 с.

2. ТУ У 26.2-00190503-275:2006 «Фетр и блоки огнеупорные муллитокремнеземистые теплоизоляционные волокнистые с добавкой диоксида циркония».

3. ТУ У 26.2-00190503-343:2011 «Блоки муллитокремнеземистые теплоизоляционные волокнистые. Технические условия».

4. Примаченко В. В., Мартыненко В. В., Беляева В. В., Юзбашьян А. К. Разработка технических условий и изменений к действующим техническим условиям на огнеупорную продукция в 2011 году. Збірник наукових праць ПАТ «УКРНДІ ВОГНЕТРИВІВ імені. А.С. Бережного». 2012. № 112. С. 297–301.

5. Мазур В. В. Застосування ефективних теплоізолюючих матеріалів – резерв енергозбереження в металургії. Всеукраїнська науково-технічна конференція «НАУКА І МЕТАЛУРГІЯ», 14–16 листопада 2023. Дніпро. С. 14–15.

6. Мазур В. Л., Рябов А. И., Мазур В. В. «Мягкие» огнеупоры – эффективный путь тепло- и энергосбережения в металлургии. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2008. № 2. С. 82–86.

7. Мазур В. В. Розвиток технології виробництва теплоізоляційних матеріалів для використання в металургії та машинобудуванні. *Метал та лиття України*. 2023. Т. 31. № 4 (2023). С. 59–63. https://doi.org/10.15407/steelcast2023.04.07

8. Приходько Э. В., Мазур В. Л., Хамхотько А. Ф., Мазур В. В. Прогнозирование вязкости расплавов горных пород. *Металл и литье Украины*. 2006. № 1. С. 94–98.

References

1. *OJSC "Ukrainian Research Institute of Refractories named after A.S. Berezhnyi" – 75 years.* (2002). Kharkiv: *Prapor*, 272 p. [in Ukrainian]

2. TU U 26.2-00190503-275:2006 "Felt and blocks of refractory mullite-silica heat-insulating fibre insulation with zirconium dioxide additive" [in Russian].

3. TU U 26.2-00190503-343:2011 "Mullite-silica fibre thermal insulation blocks. Technical conditions" [in Russian].

4. Primachenko, V. V., Martynenko, V. V., Belyaeva, V. V., & Yuzbashyan, A. K. (2012). Development of technical specifications and amendments to the existing technical specifications for refractory products in 2011. *Collection of scientific papers of PJSC "UKRNII VOHNETRI VOHNETRIIV named after. A. S. Berezhnyi*", 112, 297-301 [in Russian]

5. Mazur, V. V. (2023). The use of efficient thermal insulation materials is a reserve for energy saving in metallurgy. (2023). *All-Ukrainian Scientific and Technical Conference "SCIENCE AND METALLURGY*", 14-16 November Dnipro, 14-15 [in Ukrainian]

6. Mazur, V. L., Ryabov, A. I., Mazur, V. V. (2008). "Soft" refractories are an effective way of heat and energy saving in metallurgy. *Metallurgical and Mining Industry*, 2, 82-86 [in Russian]

7. Mazur, V. V. (2023). Development of technology for the production of heat-insulating materials for use in metallurgy and mechanical engineering. *Metal and*

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Casting of Ukraine, (31)4, 59-63 [in Ukrainian]. https://doi.org/10.15407/steelcast2023.04.07

8. Prikhodko, E. V., Mazur, V. L., Khamkhotko, A. F., Mazur, V. V. (2006). Prediction of viscosity of rock melts. *Metal and Casting of Ukraine*, 1, 94-98 [in Russian]

V. V. Mazur[1], Ph. D. Student, ORCID 0009-0006-5952-2868

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

DIRECTIONS OF DEVELOPMENT OF CHARGE FORMATION TECHNOLOGY FOR SMELTING REFRACTORY MULTISILICA MATERIALS

Abstract. It is shown that the use of energy-saving technologies in metallurgy, energy, chemical industry and other industries is an urgent task for Ukraine at the current stage of restoring its scientific and technical potential. At present, machine-building and chemical enterprises, power plants, energy facilities, etc. are carrying out routine and major repairs, modernisation and reconstruction of equipment, including to save heat and energy resources. A promising area for the development of heat and energy conservation is the introduction of innovative solutions for the industrial use of high-temperature insulation made of multisilica fibres that can withstand temperatures up to 1600 °C. It has been established that the possibility of using such refractories in metallurgical units operating at high temperatures is ensured, first of all, by the composition of the charge for smelting refractory multisilica material. Technical characteristics of raw materials intended for the manufacture of multisilica heat-insulating fibre blocks and other refractory products are given. On the example of the planned modernisation of the Sinelnykivsky "SINTIZ" plant, the article considers effective technical and technological solutions for improving production, namely the technology of smelting refractory multisilica material. The reasons for the loss of melt of multisilica material, the occurrence of defects in the formed products and the directions of their processing in own production are considered. The use of in-house produced waste materials (petrified melt spills of SiO_2 and AL_2O_3, waste, rejects of refractory plates MKRG and SPGT, etc.) with a mass fraction of up to 30 % in the charge for the production of this material is substantiated. A technology and a set of equipment have been developed to prepare the return for use as part of the charge.

Key words: metallurgy, refractories, multisilica materials, production, technology, development.

For citation: Mazur V. V. (2024). Directions of development of charge formation technology for smelting refractory multisilica materials. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 753-759. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-753-759

Стаття надійшла до редакції збірника 21.09.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-760-770
УДК 621.74:669.13.017

К. А. Сіренко[1], к.т.н, н.с., ORCID 0000-0003-2613-8094

[1] *Фізико-технологічний інститут металів та сплавів НАН України*

ПРОБОВІДБІРНИКИ ДЛЯ ТЕРМІЧНОГО ЕКСПРЕСАНАЛІЗУ ЗАЛІЗОВУГЛЕЦЕВИХ СПЛАВІВ

Анотація: Проаналізовано відомі методики і засоби здійснення експресного контролю температури і хімічного складу залізовуглецевих сплавів у ливарному виробництві. Показано, що на нинішньому етапі розвитку ливарного виробництва найбільш ефективним методом експресаналізу хімічного складу і властивостей чавуну, що виплавляють, є термічний деривативний аналіз, який передбачає одержання у цифровому форматі кривої охолодження відібраного зразка (проби) розплавленого чавуну і порівняння її з референтними кривими охолодження чавуну аналогічного типу із бази їх даних, в яких визначені хімічний склад і властивості виливків за результатами попередньо виконаних досліджень. Достовірність експресаналізу, чавуну, що виплавляють, рішучою мірою залежить від надійності процедури відбору проб розплаву металу із застосуванням спеціальних пробовідбірників. Виявлені переваги і недоліки пробовідбірників для відбору проб із розплаву чавуну з ванни індукційної печі. Детально представлена конструкція пробовідбірника занурення, розробленого Фізико-технологічним інститутом металів та сплавів НАН України, і його переваги перед пробовідбірниками такого ж призначення, які широко застосовують у практиці ливарних підприємств. Детально розглянуто створені та верифіковані систему і установку для проведення термічного деривативного аналізу, основним елементом якої є зазначений пробовідбірник занурення. Розглянуто перспективні напрями застосування і шляхи удосконалення методів термічного аналізу якості рідкого чавуну.

Ключові слова: ливарне виробництво,залізовуглецеві сплави, розплав, хімічний склад, термічний експресаналіз, пробовідбірники рідкого металу.

Посилання для цитування: Сіренко К. А. Пробовідбірники для термічного експресаналізу залізовуглецевих сплавів. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 760-770. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-760-770.

Типова технологія виготовлення виливків із чавуну та інших металів чи сплавів передбачає наступні етапи: підготовку шихти; розплавлення шихти у ванні плавильної печі; контроль хімічного

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

складу розплавленого металу; дошихтовку розплаву в разі неспівпадіння його хімічного складу із заданим; повторний контроль хімічного складу розплаву; контроль температури розплаву; розливку розплавленого металу у форми; отримання виливків; контроль властивостей готових виливків. Вищевикладене свідчить про актуальність розвитку теорії і технології ливарного виробництва у напрямі удосконалення засобів контролю хімічного складу та властивостей литва із залізовуглецевих сплавів.

Всі етапи зазначеного технологічного циклу є досить тривалими за часом. Зазвичай третину часу виготовлення виливків займає визначення хімічного складу металу та його властивостей. На отримання одного результату експресаналізу хімічного складу розплавленого металу необхідно витратити від 7 до 20 хвилин. І це у кращому випадку. Наразі на підприємствах України при виконанні цього дослідження застосовують спектральні методи [1]. До того ж, для проведення аналізу необхідно відлити спеціальну пробу, охолодити її, зашліфувати, а потім піддати дослідженню. Тривалість виконання даних операцій залежить виключно від вправності їх виконавця. А для визначення властивостей литих виробів, таких як тимчасовий опір при розриванні, необхідно виготовляти спеціальні зразки із тіла виливка, або із прилитих спеціальних проб, що потребує значних витрат часу та ресурсів. Альтернативою традиційним способам визначення хімічного складу і властивостей металів та сплавів є термічні методи аналізу, які базуються на інтерпретації кривих охолодження або нагріву проб металу. За інформативністю термічні методи аналізу суттєво перевищують інші методи досліджень.

Складним завданням, проблемою у ливарному виробництві є прогнозування якості виливків чавуну заздалегідь, а саме до заливки розплаву у ливарні форми. Цю задачу також можна вирішувати на підставі результатів аналізу кривих охолодження розплаву, які всебічно відображають кінетику процесу утворення фазового складу та формування графітних включень у структурі чавуну. Методом такого контролю якості розплаву є термічний експресаналіз [2–4 та ін.]. Одним із найперспективніших у цій темі напрямів дослідження методик є спосіб інтерпретації кривих охолодження металевих розплавів, запропонований китайськими вченими та розвинений у Фізико-технологічному інституті металів та сплавів (ФТІМС) НАН України [4–10].

Для забезпечення достовірного прогнозування хімічного складу і властивостей металевих розплавів методом термічного експресаналізу потрібно забезпечити максимальну інформативність їх кривих охолодження. Криві охолодження повинні бути безперервно гладкі без

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

шумового спотворення, якісної розподільної здатності (достатньої довжини), з чітко вираженими конфігуративними точками – перегинами. А похибка контролю температури має бути мінімальною. Ці вимоги забезпечуються завдяки якісно відібраним пробам рідкого металу. Швидкість виконання процедури визначення хімічного складу розплавленого металу і властивостей виливків з нього та достовірність отриманих результатів рішучим чином залежить від методики відбору проби розплаву і досконалості застосованого пробовідбірника.

Пробовідбірники для відбору проб розплаву з ванни плавильної печі, необхідних для проведення його термічного аналізу, за принципом відбору проб поділяються на наливні та занурення (рис. 1 та 2).

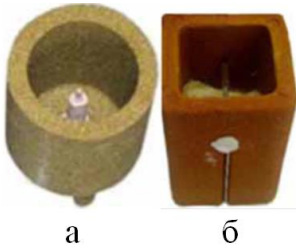


Рисунок 1 – Відомі пробовідбірники для відбору проб розплаву при застосуванні термічного аналізу: а, б – пробовідбірники наливного типу; в – пробовідбірник занурення із подвійною тонкою сталевою стінкою (посудина Дьюара); г – графітовий пробовідбірник занурення (розроблений Смульським А.А. [5])

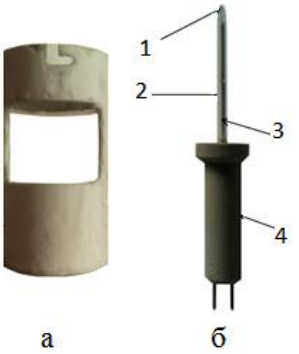


Рисунок 2 – Пробовідбірник занурення (а), розроблений у ФТІМС НАН України, та термопарний пакет для термічного експресаналізу чавунів: 1 – термопара типу К; 2 – кварцовий ковпачок Ø 4 мм і товщиною стінки ~ 0,3 ± 0,05 мм; 3 – алундова двоканальна соломка Ø 2,8 мм; 4 – корпус термопарного пакета

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Суттєві недоліки наливних пробовідбірників полягають у наступному.

При заливанні порожнини пробовідбірника розливною ложкою метал у ванні печі повинен бути перегрітий мінімально на 50 °С у зв'язку із тим, що його температура буде знижатися у розливальному ковші та під час заливання проби. Крім того,при заливанні проби розплав може захоплювати гази із атмосфери. Недоліком такого способу відбору проб розплаву також є нестабільність рівня заповнення проби, що в свою чергу відображається на загальному об'ємі проби та впливає на похибку у подальших розрахунках показників якості металу, який досліджується. Важливо підкреслити, що до складу внутрішнього покриття пробовідбірника входить токсичний телур (Te), який впливає на температуру евтектики чавуну. Покриття, що містить у своєму складі телур, застосовують для отримання білого чавуну. Зазвичай пробовідбірники з покриттям, що містить телур, виготовляють із піщано-смоляної суміші. Такі пробовідбірники є одноразовими. Об'єм пробовідбірника впливає на визначення величини вуглецевого еквівалента та вмісту кремнію у чавунах через вплив на темп охолодження зразка та, як наслідок, на його мікроструктуру. Чим менший об'єм відібраної проби, тим більша схильність зразка чавуну, що досліджується, до відбілювання. Зі зменшенням об'єму проби, що відбирається, збільшується швидкість охолодження чавунного зразка, а це в свою чергу погіршує дозвільну здатність кривої охолодження [6, 7]. Результати виконаних досліджень засвідчили, що на точність визначення вуглецевого еквівалента та вмісту кремнію у чавуні також впливає місце розташування у пробовідбірнику гарячого спаю термопари.

Технічні рішення, застосовані у відомих пробовідбірниках занурення (рис. 1, в і г), усувають недоліки пробовідбірників наливного типу. Такі пробовідбірники сконструйовані за типом посудини Дьюара (рис. 1, в). Через складність їх виготовлення вони мають велику вартість. У таких пробовідбірниках гарячий спай термопари розташований біля донної стінки.

Графітові тонкостінні пробовідбірники(рис. 1, 2) позбавлені названих вище недоліків. Але використовують графітові пробовідбірники в основному при дослідженнях алюмінієвих сплавів. Застосування їх при дослідженнях хімічного складу і властивостей чавунів не здобуло поширення. Недоліком їх є відносно висока вартість виготовлення графітового тонкостінного ковпачка, а також невеликий об'єм проби і, як наслідок, недостатня роздільна здатність кривої охолодження розплаву металу.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Ряд переваг у порівнянні з аналогами, відомими із літературних джерел і виробничої практики, має пробовідбірник (рис. 2), розроблений[1] у ФТІМС НАН України [8]. Цей пробовідбірник усуває названі недоліки. Для проведення аналізу розплавленого металу використовується термопара типу К діаметром 0,3 мм. Гарячий спай термопари у термопарному пакеті (рис. 2, б) захищений кварцовим ковпачком діаметром 4 мм, який є оптично прозорим для теплового випромінення розплаву при високих температурах. Він не містить шкідливих елементів. Для забезпечення рівномірного тепловідводу пробовідбірник ФТІМС (рис. 2, а) покривають ззовні та всередині спеціальним протипригарним роздільним покриттям з низкою теплопровідністю. Внутрішню поверхню пробовідбірника фарбують шаром товщиною ~ 0,2 ± 0,05мм, а зовнішню – товщиною ~ 1,5 ± 0,05мм.

Адитивність методу дослідження якості розплавленого металу забезпечує сталість об'єму проб, які відбираються з розплаву. Зазначене було підтверджено при моделюванні занурення пробовідбірника у розплав та кристалізації розплаву (рис. 3). Встановлено, що стабільність об'єму відібраних проб дозволяє отримувати криві охолодження розплаву необхідної дозвільної здатності без втрати інформативності.

Тонкостінний пробовідбірник занурення (рис. 1, в) виготовляють зі сталі, що дає можливість використовувати його багаторазово та безпечно утилізувати шляхом переплаву. Зазначене скорочує витрати на виготовлення пробовідбірників конструкції ФТІМС порівняно із витратами на аналоги та на їх утилізацію після відпрацювання. Застосування пробовідбірників ФТІМС забезпечує достовірність експресаналізу розплаву чавуну,що нерідко має місце на практиці при використанні пробовідбірників інших конструкцій.

Швидкість охолодження рідкого металу в процесі його експресаналізу повинна бути такою, щоб конфігуративні точки на кривій охолодження можна було виявити без спотворення. Завдяки тому, що пробовідбірник ФТІМС занурюється у розплав, кожний наступний забір проб відбувається з похибкою не більше ± 5 грам, яка при загальній вазі проби 400 грам суттєво не впливає на кінетику затвердіння проби металевого розплаву. Конфігурація розробленого ФТІМС пробовідбірника (рис. 2) виконана таким чином, щоб кількість тепла, яке випромінюється з поверхні розплаву у пробі під час охолодження, та кількість тепла, що поглинається при контакті металу

[1]Розроблений разом із співробітниками ФТІМС НАН України Е.В. Захарченком, О.Л. Гончаровим та О.В.Богданом.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

із сталевим дном пробовідбірника, зрівнювались,а тепловий центр збігався із геометричним. Зазначене було наочно доведено при моделюванні[2] процесу кристалізації проб розплаву у програмі ProCAST (рис. 2 і 4).

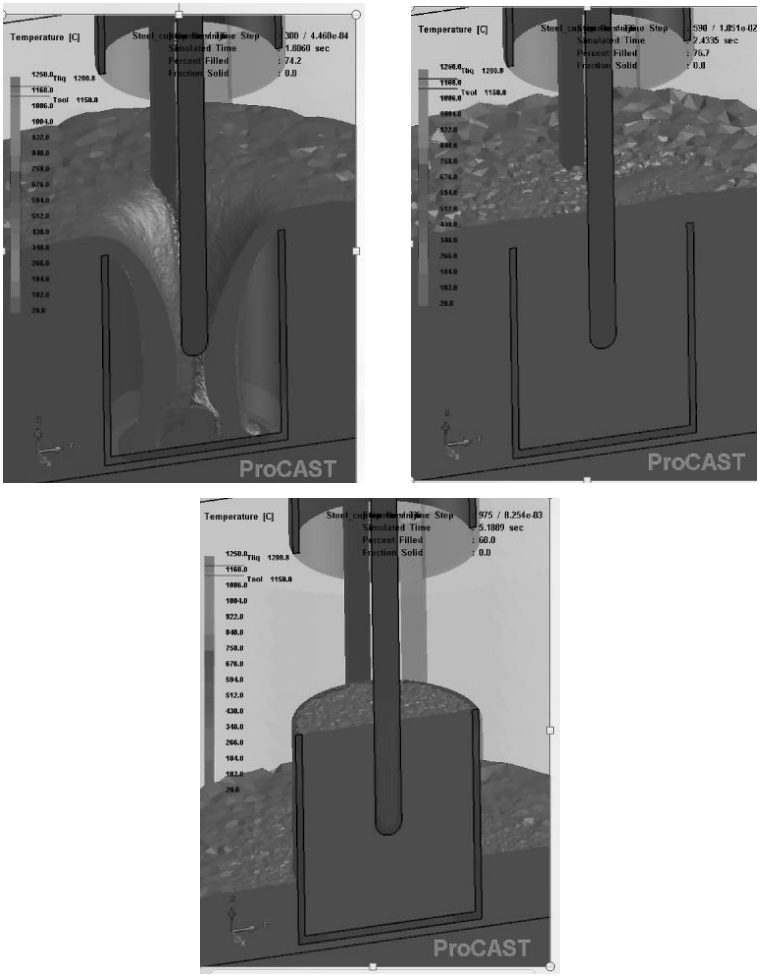


Рисунок 3 – Моделювання відбору проб у системі ProCAST (AGH University, м. Краків, Польща)

[2] Досліди виконані під керівництвом і за участю професора Бурбелка А.А. із AGH University, м. Краків, Польща.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

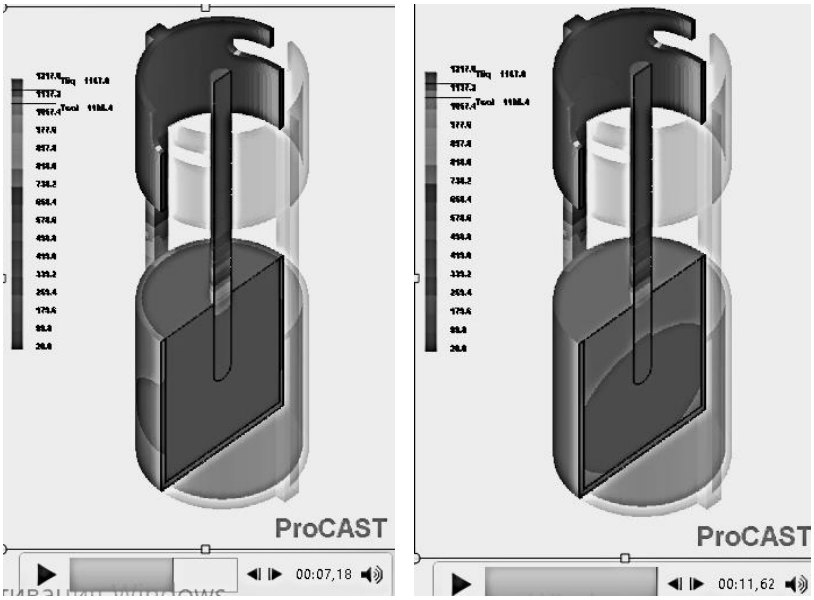


Рисунок 4 – Моделювання процесу охолодження проби розплаву у системі ProCAST (AGH University, м. Краків, Польща)

Для верифікації способу відбору проб вченими із Краківської Гірничо-металургійної академії було проведено порівняння якості кривих охолодження рідкого металу, отриманих при застосуванні пробовідбірника занурення ФТІМС (рис. 2) та пробовідбірника наливного типу відомої конструкції (рис 1, б) в умовах однакових температур відбору проб. Результати показано на рис. 5.

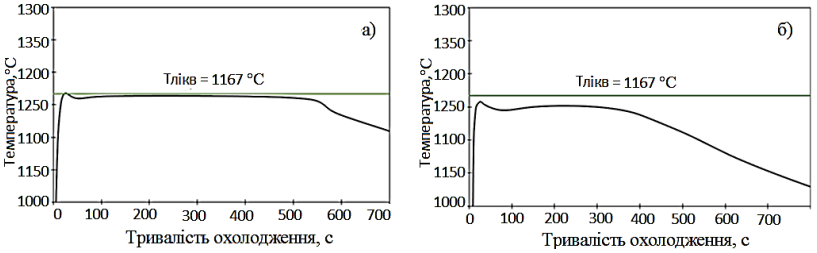


Рисунок 5 – Криві охолодження рідкого металу,перегрітого вище температури ліквідус на ~ 50 °С, при застосуванні пробовідбірника занурення ФТІМС (*а*) та пробовідбірника наливного типу Elekronite (*б*)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Загальний вигляд схеми дослідної установки для термічного деривативного аналізу, розробленої[3] у ФТІМС, представлено на рис. 6.

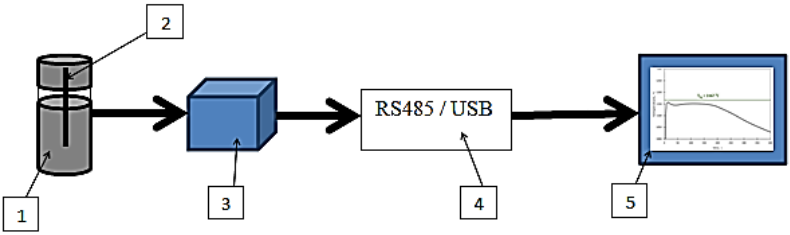


Рисунок 6 – Структурна схема установки для виконання термічного деривативного експресаналізу якості рідких чавунів: 1 – пробовідбірник занурення; 2 – пакет із термопарою типу К; 3 – вторинний вимірювальний перетворювач (АЦП) WAD-AIK-BUS; 4 – модуль перетворення інтерфейсу RS485 USB; 5 – персональний комп'ютер з програмним забезпеченням та електронною базою термічних кривих охолодження

В загальному вигляді процедура роботи системи (рис. 6) виконання термічного експресаналізу рідкого металу полягає у наступному. Оператор занурює пробовідбірник (1) у розплав чавуну (попередньо прогрівши пробовідбірник протягом 1–2 с над дзеркалом металу) так, щоб рідкий метал заповнив його об'єм, а термопара (2) була розташована у геометричному і тепловому центрі проби рідкого металу. Після заповнення розплавленим металом пробовідбірник виймається із розплаву та встановлюється разом зі штангою на фіксатор для повного затвердіння проби у стані спокою. Під час затвердіння проби металу за допомогою термопари типу К (2) через АЦП (3) виконується фіксація температури у часовому інтервалі від початку до кінця кристалізації (приблизно протягом 300секунд). Значення температури записуються в комп'ютері (5) у вигляді двомірних часових масивів за допомогою програми ThermoEX. Програма виконує обробку термічних кривих охолодження. Результати вносить до бази даних для подальшого застосування згідно зі спеціальним[2] алгоритмом.

Висновки

Фізико-технологічним інститутом металів та сплавів(ФТІМС) НАН України розроблено пробовідбірник занурення для відбору проб рідкого металу, який відповідає всім необхідним критеріям щодо

[3] Разом із дослідниками ФТІМС НАН України к.т.н., с.н.с. Е.В. Захарченком та к.т.н., с.н.с. О.Л. Гончаровим.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

екологічно безпечного, економічно вигідного та максимально ефективного відбору проб розплаву. Пробовідбірник занурення конструкції ФТІМС призначений для відбору проб розплавленого металу, необхідних для отримання експресної інформації відносно хімічного сплаву, властивостей тощо майбутніх виливків. Розробленій апробовані на практиці пробовідбірник ФТІМС і система виконання термічного деривативного експресаналізу якості чавунів має перспективи для впровадження у промисловості.

Перелік посилань

1. Москаленко О. В., Циганков С. А., Янченко В. О., Циганков А. С. Спектральні методи аналізу. Навчальний посібник. Ніжин, вид.: НДУ ім. М. Гоголя, 2022. 276 с.

2. Zakharchenko E., Sirenko E., Goncharov A., Bogdan A. New Computer Method of Derivative Thermal Express Analysis of Cast Iron for Operational Prediction of Quality of Melts and Castings. *Journal of Casting and Materials Engineering.* 2019. Vol. 3. Iss. 2. P. 31-42. http://dx.doi.org/10.7494/jcme.2019.3.2.31.

3. Новый метод компьютерного термического экспресс-анализа качества жидких чугунов с предсказанием микроструктуры и свойств отливок при комнатных температурах / Э. В. Захарченко, А. А. Бурбелко, Е. А. Сиренко, А. Л. Гончаров, А. В. Богдан, М. Кавалец // *Процеси лиття*. 2019. № 3. С. 46–58.

4. Сіренко К. А. Шляхи удосконалення методики термічного аналізу якості рідкого чавуну. *Процеси лиття*. 2022. № 2 (148). С. 50–55.

5. Жуков Л. Ф., Смульский А. А., Аношенко Д. Н., Смульская Е. А., Фролов А. А. Современное состояние и перспективы развития теплофизического экспрессного контроля металлических сплавов. *Сборник тезисов IV Международной конференции «Проблемы промышленной теплотехники»*. Институт технической теплофизики. г. Киев, 2005.

6. Доній О. М. Докторська дисертація. Комп'ютерні моделі для вивчення процесів формування структури у ливарних алюмінієвих сплавах при їх кристалізації. НТУУ «КПІ ім. І. Сікорського», 2021. 392с.

7. WO 2014/094805 A1. International Publication Date 26.06.2014; International Filing Date 21.12.2012. A Method of Analysing An Iron Melt. Volvo Truck Corporation, Sweden. Inventors: Hoseini Hooshyar, Schmid Pal.

8. Усовершенствование универсального метода термического экспресс-анализа жидких чугунов, основанного на распознании формы кривых охлаждения / Э. В. Захарченко, Л. Д. Жуков, Е. А. Сиренко, А. В. Богдан, А. Л. Гончаров, Е. В. Кравченко. *Процессы литья*. 2015. № 2. С. 3–9.

9. Патент України на винахід № 113333. Спосіб термічного аналізу рідкого чавуну / Э.В. Захарченко, Е. А. Сиренко, А. Л. Гончаров, А. В. Богдан. Опуб. 10.01.2017. Бюл. № 1.

10. Chen, Li. (2011). Current situation and development of thermal analysis technology and sample cup / Li Chen, Li Dayong, Shi Dequan, LuBoshi // *The 6-th International Forum on Strategic Technology*, August 22–24, 108-111. https://doi.org/10.1109/IFOST.2011.6020978.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

References

1. Moskalenko, O. V., Tsygankov, S. A., Yanchenko, V. O., & Tsygankov, A. S. (2022). *Spectral methods of analysis. Textbook.* Nizhyn, Nizhyn Gogol State University. 276 p

2. Zakharchenko, E., Sirenko, E., Goncharov, A., & Bogdan, A. (2019). New Computer Method of Derivative Thermal Express Analysis of Cast Iron for Operational Prediction of Quality of Melts and Castings. *Journal of Casting and Materials Engineering*, 3 (2), 31-42. http://dx.doi.org/10.7494/jcme.2019.3.2.31

3. Zakharchenko, E. V., Burbelko, A. A., Sirenko, E. A., Goncharov, A. L., Bogdan, A. V., & Kavalets, M. (2019). New Computer Method Thermal Express-Analysis of the Quality of Liquid Iron with the Prediction of the Microstructure and Properties of Castings at Room Temperatures. *Casting processes*, 3, 46-58. http://jnas.nbuv.gov.ua/article/UJRN-0001046421

4. Sirenko, K. A. (2022). Ways to improve the methodology for thermal analysis of the quality of liquid cast iron. *Casting processes*, 2 (148), 50-55

5. Zhukov, L. F., Smulskiy, A. A., Anoshenko, D. N., Smulskaya, E. A., & Frolov, A. A. (2005). Modern state and prospects of development of thermophysical express control of metal alloys. *Collection of theses of IV International Conference "Problems of Industrial Heat Engineering", Institute of Technical Thermophysics*. Kiev

6. Donii, O. M. (2021). Doctoral dissertation. Computer models for studying the processes of structure formation in aluminium alloys during their crystallisation. NTUU "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute". 392 p.

7. WO 2014/094805 A1. International Publication Date 26.06.2014; International Filing Date 21.12.2012. A Method of Analysing An Iron Melt. Volvo Truck Corporation, Sweden. Inventors: Hoseini Hooshyar, Schmid Pal.

8. Zakharchenko, E.V., Zhukov, L. D., Sirenko, E. A., Bogdan, A. V., Goncharov, A. L., & Kravchenko, E. V. (2015). Improvement of the universal method of thermal express-analysis of liquid cast irons based on the recognition of the shape of cooling curves. *Casting Processes*, 2, 3-9

9. Patent of Ukraine for invention No 113333. Method for thermal analysis of liquid cast iron. [Zakharchenko, E. V., Sirenko, E. A., Goncharov, A. L., & Bogdan, A. V.] Published. 10.01.2017. Bulletin No. 1.

10. Li, C., Li, D., Shi, D., & Lu, B. (2011). Current situation and development of thermal analysis technology and sample cup. *The 6-th International Forum on Strategic Technology*, August 22–24, 108-111. https://doi.org/10.1109/IFOST.2011.6020978

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

K. A. Sirenko[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0003-2613-8094

[1] *Physico-technological Institute of Metals and Alloys of the National Academy of Sciences of Ukraine*

SAMPLERS FOR THERMAL EXPRESS ANALYSIS OF IRON-CARBON ALLOYS

Abstract. The article analyses known methods and means of express control of temperature and chemical composition of iron-carbon alloys in foundry production. It is shown that at the current stage of development of foundry production, the most effective method for express analysis of the chemical composition and properties of molten iron is thermal derivative analysis, which involves obtaining a digital cooling curve of a selected sample (test) of molten iron and comparing it with reference cooling curves of similar type of iron from their database, which defines the chemical composition and properties of castings based on the results of previous studies. The reliability of the express analysis of smelted cast iron depends to a large extent on the reliability of the procedure for sampling the metal melt using special samplers. The advantages and disadvantages of samplers for taking samples from the induction furnace melt are identified. The design of an immersion sampler developed by the Physical and Technological Institute of Metals and Alloys of the National Academy of Sciences of Ukraine and its advantages over samplers of the same purpose, which are widely used in the practice of foundries, are presented in detail. The created and verified system and installation for thermal derivative analysis, the main element of which is the mentioned immersion sampler, are considered in detail. Promising areas of application and ways to improve the methods of thermal analysis of liquid cast iron quality are considered.

Keywords: foundry, iron-carbon alloys, melt, chemical composition, thermal express analysis, liquid metal samplers.

For citation: Sirenko, K. A. (2024). Samplers for thermal express analysis of iron-carbon alloys. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 760-770. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-760-770

Стаття надійшла до редакції збірника 15.11.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-771-783

УДК 669.1.061.6

О. І. Бабаченко[1], чл.-кор. НАН України, д.т.н., ORCID 0000-0003-4710-0343
Е. В. Парусов[1], д.т.н., с.н.с. ORCID 0000-0002-4560-2043
Л. І. Гармаш[1], к.т.н., ORCID 0000-0002-6873-6685

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ДО 85-РІЧЧЯ ІНСТИТУТУ ЧОРНОЇ МЕТАЛУРГІЇ ІМ. З. І. НЕКРАСОВА НАЦІОНАЛЬНОЇ АКАДЕМІЇ НАУК УКРАЇНИ

Анотація. У 2024 році Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України (ІЧМ) відзначає 85-річчя з дня свого заснування. За ці роки ІЧМ став провідним науково-дослідний центром чорної металургії країни, його фахівцями створено та реалізовано в промисловості безліч розробок, винаходів, технічних і технологічних рішень. Низка найбільш масштабних робіт удостоєна Державних премій СРСР та України в галузі науки і техніки. В Інституті створено великі наукові школи в області металургії чавуну, сталі та прокатного виробництва, позапічної обробки чавуну, термічної обробки сталі та металознавства, фізико-хімічних і тепломасообмінних процесів, машинознавства та систем контролю й управління технологічними процесами. Їх взаємодія забезпечує комплексне вирішення проблем підвищення ефективності металургійного виробництва, покращення якості продукції, ресурсо- та енергозбереження. В статті наведено основні етапи становлення та розвитку ІЧМ, представлено основні наукові досягнення у різні періоди його історії, які завжди були спрямовані як на розвиток фундаментальної металургійної науки, так і на впровадження нових технологій та матеріалів у промисловість. Незважаючи на доволі важкі останні роки, ІЧМ вдалося зберегти висококваліфікований науковий колектив і надалі продовжувати та розвивати дослідження з найактуальніших напрямів світової металургії, як то декарбонізація металургійного виробництва, розробка нових технологій комплексної термічної, деформаційно-термічної та кріогенної обробок сталевих виробів, дослідження структурного стану та впливу структурної спадковості на механічні властивості готових виробів при 3D-друці тощо. Діяльність колективу Інституту спрямована на розвиток науково-технічного потенціалу України, підготовку нових поколінь дослідників та впровадження інновацій, які спрямовані на підвищення ефективності металургійного виробництва. Проводячи дослідження у галузі металургії та матеріалознавства, науковці ІЧМ сприяють розвитку фундаментальних наук, розширюють горизонти наукових пошуків, дають змогу ставити амбітні цілі й гідно

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024

Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

відповідати на непрості виклики сьогодення.

Ключові слова: Інститут чорної металургії, історія, досягнення, перспективи.

Посилання для цитування: Бабаченко О. І., Парусов Е. В., Гармаш Л. І. До 85-річчя Інституту чорної металургії ім. З. І. Некрасова Національної академії наук України. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 771-783. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-771-783.

Інститут чорної металургії (ІЧМ) був заснований в 1939 році у Харкові в системі Академії наук УРСР для вирішення наукових і технологічних питань, пов'язаних із розвитком чорної металургії. Першим директором ІЧМ став академік АН УРСР Максим Власович Луговцов (1939-1952 рр.), відомий фахівець у галузі доменного виробництва, а основні відділи нового інституту очолили академіки АН УРСР Доброхотов М. М., Свєчников В. М., Курдюмов Г. В., члени-кореспонденти Францевич І. М., Васильєв В. Є., Омеляненко П. Т.

Від початку своєї діяльності ІЧМ став важливим осередком досліджень і розробок, спрямованих на підвищення ефективності виробництва чавуну і сталі та розробки новітніх технологій. Під час Другої світової вчені ІЧМ внесли значний внесок у виконання завдань оборонного характеру, а після її завершення у відновлення та розвиток металургійних підприємств України та СРСР.

У 1953 році рішенням Академії наук ІЧМ був перебазований до Дніпропетровська, одного з найбільших металургійних центрів СРСР, і його очолив Герой Соціалістичної праці, лауреат Ленінської та Державної премій СРСР, академік АН УРСР Зот Ілліч Некрасов. Під його керівництвом було розроблено і реалізовано на практиці багато революційних для свого часу напрямів розвитку доменного виробництва: технологія доменної плавки з використанням природного газу та збагаченого киснем дуття, будівництво доменних печей великого об'єму, технологія виробництва агломерату з багатого концентрату, новий спосіб виробництва офлюсованих вуглецевмісних залізорудних брикетів та інших. У 1991 р. Інституту чорної металургії було присвоєно ім'я Зота Ілліча Некрасова.

До 1955 року завершилося формування основних наукових підрозділів ІЧМ:

- відділ металургії чавуну та прямого отримання заліза під керівництвом академіка АН УРСР Некрасова З. І.;
- відділ металургії сталі під керівництвом кандидата технічних наук Пухнаревича Г. П.;
- прокатний відділ під керівництвом академіка АН УРСР Чекмарьова О. П.;

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

- відділ термічної обробки сталі під керівництвом академіка АН УРСР Стародубова К. Ф.;
- лабораторія металознавства під керівництвом члена-кореспондента АН УРСР Буніна К. П.
- лабораторія механізації та автоматизації металургійних агрегатів під керівництвом чл.-кор. АН УРСР Кожевнікова С. М.;
- ливарна група під керівництвом доктора технічних наук Воронової Н. О.;
- хіміко-аналітична лабораторія під керівництвом кандидата хімічних наук Ковтуна М. С.
- проектно-конструкторський відділ під керівництвом інженера Кофмана М. С.

Перед керівництвом Інституту та його провідними вченими стояло складне завдання – створити нову установу, яка б не тільки працювала на потреби вітчизняної промисловості, а й проводила фундаментальні наукові дослідження в галузі чорної металургії, укомплектувати її висококваліфікованими науковими кадрами та оснастити сучасною лабораторною базою.

Спочатку у Дніпропетровську ІЧМ був розміщений в невеликій будівлі на вул. Пісаржевського, а в 1960 р. в районі Ботанічного саду ДНУ розпочалося будівництво нового комплексу. У 60-х роках був побудований лабораторний корпус відділу металургії чавуну, на початку 70-х корпуси відділу металознавства і термічної обробки сталі, відділу металургії сталі, експериментально-виробничого підприємства, а у 1976 році – загальнолабораторний корпус.

У 1960-і – 1970-і роки було остаточно визначено основні напрями фундаментальних і прикладних досліджень ІЧМ та сформовано кілька авторитетних наукових шкіл під керівництвом відомих вчених:

- теорія та технології доменної плавки (акад. АН УРСР Некрасов З. І.);
- створення раціональних металургійних машин та режимів їх роботи, автоматизація управління технологічними процесами (чл.-кор. АН УРСР Кожевніков С. М.);
- деформаційно-термічне зміцнення конструкційних сталей (академік АН УРСР Стародубов К. Ф.);
- теоретичні засади процесів обробки металів тиском (академік АН УРСР Чекмарьов О. П.);
- основи теорії позадоменної десульфурації чавуну (професор Воронова Н. О.);
- теоретичні засади фізико-хімічного моделювання процесів у металургійному виробництві (професор Приходько Е. В.).

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

У лютому 1962 року ІЧМ АН УРСР було передано у відомче підпорядкування Державному Комітету Ради міністрів СРСР з чорної та кольорової металургії, що означало певну переорієнтацію в діяльності на приорітетний розвиток прикладних розробок та їх промислову реалізацію. ІЧМ було визначено головною організацією з найважливіших напрямів чорної металургії – доменного, сталеплавильного, прокатного виробництва та термообробки сталі й чавуну. Серед найбільш значущих проектів, які вчені ІЧМ розробляли та впроваджували на найпотужніших меткомбінатах СРСР у 1970-х роках, були:

- нова технологія доменної плавки на агломераті з багатого концентрату («Криворіжсталь»);
- дослідна плавка із заміною звичайного коксу формованим, отриманим з газового та слабоспікливого вугілля (Дніпровський металургійний завод);
- технологія доменної плавки з використанням пиловугільного палива («Запоріжсталь»);
- комплексна програма «Безперервна та нескінченна прокатка»;
- запуск промислової установки для термозміцнення арматурної сталі з прокатного нагріву в потоці дрібносортного стану («Криворіжсталь»);
- створення, стандартизація, сертифікація та освоєння нових мікролегованих напівспокійних сталей для прокату підвищеної та високої міцності, що відповідають міжнародним нормам;
- нетрадиційна енергозберігаюча технологія зміцнення масових видів прокату з вуглецевих та низьколегованих сталей у потоці прокатних станів;
- технологія вертикального переривчастого гартування цільнокатаних залізничних коліс (завод ім. К. Лібкнехта).

Багато з цих проектів було виконано вперше у світовій практиці.

У 1978 р. ІЧМ очолив доктор технічних наук, професор Іван Герасимович Узлов, лауреат Державної премії СРСР, заслужений діяч науки УРСР, видатний науковець-металург, фахівець з дослідження енергозберігаючих технологічних процесів термічного та термомеханічного зміцнення масових видів прокату з вуглецевих та низьколегованих сталей.

Протягом десятиліть колектив Інституту накопичував безцінний досвід, розширював дослідницьку базу та зміцнював наукові зв'язки. На базі ІЧМ було реалізовано низку важливих проєктів, які сприяли розвитку науки та мали велике практичне значення для промисловості та економіки країни. У 1980-х роках продовжилися дослідження за

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

самими актуальними напрямами металургії та їх впровадження у виробництво, що приносило великий економічний ефект, приріст продуктивності та економію матеріальних ресурсів:

- технологія доменної плавки з частковою заміною природного газу коксовим;
- технологія виплавки сталі комбінованим продуванням (киснем зверху та нейтральним газом через днище);
- ресурсозберігаючі технологічні процеси та обладнання для глибокого рафінування сталі у ківшах великого об'єму;
- технологія видалення сірки з рідкого чавуну за допомогою гранульованого магнію;
- технологія виробництва економічних тонкостінних швелерів;
- розробка механізмів вітчизняного безконусного завантажувального пристрою та систем завантаження шихтових матеріалів.

Мабуть не буде перебільшенням сказати, що друга половина 1980-х років для ІЧМ була часом «розквіту», часом дуже плідної та високоефективної праці, коли сформувався потужний науковий колектив та встановлено тісні зв'язки з колегами-науковцями та металургами-практиками. У цей час чисельність співробітників ІЧМ разом з Експериментально-виробничим підприємством досягала 1500 осіб, з яких більше 200 мали науковий ступінь кандидата наук, а 14 – докторів наук. Завдяки зусиллям і професіоналізму кількох поколінь науковців Інститут заслужив визнання як на національному, так і на міжнародному рівні. Досягнення та напрацювання вчених ІЧМ сприяли розвитку науки і мали велике практичне значення для промисловості, економіки та суспільства. Найбільш значущі досягнення вчених ІЧМ неодноразово були відзначені державними преміями, їх праці регулярно публікувались в авторитетних наукових виданнях.

Однак життя співробітників Інституту ніколи не обмежувалося тільки роботою, науковці ІЧМ завжди знаходили можливості й для цікавого відпочинку. В радянські часи завдяки профкому співробітники мали можливість лікуватися в санаторіях, подорожувати країною, відвідувати театри й інші культурні заходи. Справжньою родзинкою були регулярні виступи в Інституті акторів-зірок першої величини. Туристичний клуб ІЧМ за правом вважався не тільки кращим у місті, а й одним з кращих в країні. Майже кожен рік наші туристи здійснювали складні та цікаві подорожі (Камчатка, Карелія, Кавказ, Середня Азія), не кажучи про безліч мандрів Кримом, Карпатами і Дніпропетровщиною. Великою популярністю завжди

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

користувалася турбаза ІЧМ, на якій виросло декілька поколінь. Кожен науковий підрозділ щорічно проводив там традиційний «День відділу», декілька разів на рік проходили різноманітні спортивні змагання, особливою популярністю з яких користувалися змагання з спортивного орієнтування та гребля на байдарках.

У 1988 р. директором ІЧМ став член-кореспондент НАН України Віталій Лаврентійович Пілюшенко, лауреат Державних премій СРСР та України. Основними напрямами його наукової діяльності були розвиток наукових засад та методів управління мікроструктурою сталі при мікролегуванні, створення нових марок сталей та розробка нових металургійних технологій виплавки, розливання та пластичної деформації, формування якісних характеристик безперервнолитої заготовки, листа та трубної заготовки.

На початку 90-х після розпаду СРСР політична та економічна ситуація в країні кардинально змінилися. Перехід від тотальної планової системи до ринкової економіки викликав спад виробництва, ріст безробіття, неконтрольоване зростання цін та різке погіршення матеріального становища основної частини населення. З одного боку, Україна отримала давно омріяну незалежність, з іншого – напрацьовані десятиріччями зв'язки між колишніми радянськими підприємствами-партнерами стрімко руйнувались, що не могло не позначитися на ІЧМ, вчені якого завжди працювали над масштабними металургійними проєктами загальнодержавного рівня. Якщо на початку 1990-х в ІЧМ виконувалось близько 450 госпдоговірних робіт на рік, з яких 75 % впроваджувались на підприємствах, то до 2000 року їх кількість зменшилася майже в 10 разів.

Після розпаду СРСР ІЧМ був переданий в систему Міністерства промисловості України, але з другої половини 1990-х воно практично припинило фінансування науково-дослідних робіт (НДР), що призвело до істотного погіршення фінансового стану Інституту. Тому повернення ІЧМ до Національної академії наук України стало знаковою подією, що дозволило зберегти науковий колектив і багаторічні наукові надбання. Завдяки підтримці НАН України Інститут продовжив свою діяльність, спрямовану тепер на розвиток чорної металургії незалежної України. Відповідно до нових умов було проведено коригування наукової тематики в напрямку збільшення частки та підвищення рівня фундаментальних досліджень. Частково змінилась структура ІЧМ, зросла роль вченої ради та наукових семінарів при формуванні тематики та оцінки виконання НДР, удосконалились підготовка наукових кадрів та робота аспірантури.

ІЧМ, як і раніше, залишався провідною науковою установою металургійного профілю в Україні, тому він став ініціатором

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

створення Концепції розвитку чорної металургії України, яка була ухвалена Верховною Радою у 1995 році. Спільно з Міністерством промисловості України було розроблено Державну науково-технічну програму «Ефективні конструкційні сталі». Вчені ІЧМ брали участь у кількох науково-технічних програмах Міністерства освіти і науки України та у виконанні проекту TACIS з розробки програми розвитку чорної металургії України. Спільним наказом НАН України та «Укрзалізниці» ІЧМ було затверджено головною організацією з питань створення прогресивних видів металопродукції та ефективного її використання на залізничному транспорті.

У 1996 р. ІЧМ очолив академік НАН України Вадим Іванович Большаков, видатний радянський та український вчений-металург, спеціаліст у галузі динаміки металургійних машин, технології доменної плавки, устаткування й автоматизації завантаження доменних печей.

З початком нового століття роль ІЧМ у вирішенні особливо важливих та перспективних завдань галузі, пов'язаних, зокрема, з питаннями ресурсо- та енергозбереження, використання вторинних сировинних ресурсів, вирішення екологічних проблем, розробкою нових матеріалів з покращеними експлуатаційними властивостями, реконструкцією та модернізацією металургійних підприємств тільки посилилася. Поступово почала покращуватись ситуація в металургії. У 2004 році були затверджені Національна програма та Стратегія розвитку гірничо-металургійного комплексу України, в розробці яких ІЧМ приймав активну участь. Вони були спрямовані на підвищення конкурентоспроможності та ефективності виробництва, чого неможливо було досягти без розробки та впровадження нових наукоємних технологій та матеріалів, які б відповідали світовому рівню.

Постановою Президії НАН України № 247 від 14.12.2005 р. було затверджено основні напрями наукових досліджень ІЧМ:

- фізико-хімія та термодинаміка багатокомпонентних металевих систем та рідкого стану шлакометалевих розплавів;
- наукові засади формоутворення залізовуглецевих сплавів і управління їх структурою та властивостями;
- дослідження та розробка нових технологій, обладнання, систем управління у виробництві чавуну, сталі та прокату;
- науково-технічне супроводження Програми розвитку гірничо-металургійного комплексу України.

Це позитивно позначилося на діяльності ІЧМ – щорічно збільшувався обсяг робіт у рамках фундаментальних та прикладних

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

досліджень, цільових програм НАН України («Нові матеріали», «Ресурс» тощо), розширювалась тематика та прискорювалось впровадження нових розробок на металургійних заводах, удосконалювалась система підготовки молодих наукових кадрів, модернізувалась матеріально-технічна база наукових досліджень, здійснювалось планомірне проведення ремонтів будівель, споруд та робочих приміщень.

Результати більшості наукових розробок ІЧМ завжди реалізовувалися на виробництві зі значним економічним ефектом. Інститут підтримував багаторічні партнерські зв'язки практично з усіма підприємствами гірничо-металургійного комплексу України, найпотужнішими з серед яких були Маріупольський металургійний комбінат імені Ілліча, металургійний комбінат «АЗОВСТАЛЬ», ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», Запорізький металургійний комбінат «Запоріжсталь», «Інтерпайп НТЗ», «Інтерпайп Сталь», Дніпровський металургійний завод, Дніпровський металургійний комбінат, «Дніпроспецсталь», ПрАТ «ВО «Стальканат-Сілур», «Євраз Суха Балка» та ін. Важливі НДР виконувалися для «Укрзалізниці». Також проєкти, розроблені в ІЧМ, були реалізовані на підприємствах Японії, Китаю, Індії, Пакистану, Єгипту та інших країн. Були підписані угоди про творчу співпрацю з Краківським університетом, університетом «Ченстоховська політехніка», Вроцлавським університетом (Польща), Ганноверським університетом, Падеборнським університетом (Німеччина), Шанхайським університетом з морських справ, Гуандунським Союзом з міжнародного науково-технічного співробітництва з країнами СНД, Наньчанським авіаційним університетом (КНР).

З 2016 року Інститутом керує член-кореспондент НАН України Олександр Іванович Бабаченко, фахівець у галузі матеріалознавства, спеціалізацією якого є розробка наукових положень та технологічних рішень нових процесів виробництва металопродукції різного призначення, зокрема, залізничного.

Останні роки для колективу ІЧМ були досить плідними, але і доволі напруженими. За 10 років (2014-2023) на замовлення промислових підприємств, фірм та організацій в Інституті було виконано 244 НДР, результати майже половини з яких впровадженні на 88 українських та 12 закордонних підприємствах. Але в останній час з об'єктивних причин фінансова ситуація суттєво погіршилася. Якщо в 2010-2015 рр. частка базового фінансування НАН України досягала 75 %, то в останні роки вона знизилася до 62-65 %. Обсяг госпдоговірних НДР досягав максимуму у 2020 та 2021 роках (14,3 та 16,3 млн. грн. відповідно), у 2022 році знизився до 0,6 млн. і трохи

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

виріс у 2023 році до 2,7 млн. грн. Це не може не впливати не тільки на заробітну платню співробітників в умовах все зростаючої інфляції, але і на матеріальне забезпечення НДР. Все складніше підтримувати у належному стані лабораторне обладнання та системи життєзабезпечення ІЧМ, значна частка яких працює ще з радянських часів. Ускладнилася ситуація з укладанням договорів з промисловими підприємствами, які вкрай потребують оновлення технологій та обладнання, але не мають для цього фінансових можливостей. Але навіть в таких умовах продовжується співпраця з меткомбінатами «Запоріжсталь» і «Камет-Сталь», Інтерпайпом, Укрзалізницею та ін.

Одними з найболючіших наразі залишаються кадрові питання. За останнє десятиліття XX сторіччя чисельність співробітників ІЧМ скоротилася майже на третину. В наступні роки ситуація дещо покращилась – за 2000-2010 рр. в ІЧМ було прийнято більше 100 молодих наукових співробітників, багато з яких нині є провідними фахівцями у своїй галузі, очолюють відділи та лабораторії. Однак у подальшому цей процес сповільнився і за період 2010-2020 рр. в ІЧМ прийшло тільки близько 20 молодих спеціалістів, а чисельність співробітників знову скоротилася майже на третину і наразі складає трохи більше 200 осіб. Однак при цьому більше половини наукових співробітників мають науковий ступінь.

В даний час в ІЧМ налічується 11 наукових та науково-технічних відділів, адміністративно-господарські підрозділи та експериментально-виробниче підприємство. Працює вчена рада ІЧМ, спецрада із захисту дисертацій, рада молодих вчених та аспірантура за 2-ма спеціальностями – «Металургія» та «Матеріалознавство». На жаль поступово йдуть ветерани, а молодь не має бажання працювати в наукових установах через зниження престижу наукової діяльності та низький рівень оплати праці. Хоча для тих молодих спеціалістів, які наразі працюють в ІЧМ, створені сприятливі умови для професійного зростання. Всі вони навчаються в аспірантурі та багато з них захищають дисертації одразу після її завершення. Найкращі з молодих вчених отримують стипендії Президента України і стипендії НАН України та регулярно приймають участь в конкурсах на отримання різноманітних грантів для молодих вчених.

Наразі українська металургія переживає не найкращі часи. Низка фінансових криз 2008-2009 рр., майже повна приватизація національних підприємств чорної металургії, епідемія COVID-19 та повномасштабна війна, під час якої було втрачено найсучасніші й найпотужніші меткомбінати та порушено логістичні схеми, призвели до значного падіння обсягів металургійного виробництва в Україні. Галузь характеризується високим рівнем фізичного та морального

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

зношення основних виробничих фондів, значним рівнем витратності виробництва, технологічною та технічною відсталістю, високим рівнем забруднення навколишнього середовища, недостатньо високою якістю продукції, значною часткою напівфабрикатів в експортній продукції. Вирішення цих проблем неможливе без розробки нових проривних технологій і матеріалів з потрібними властивостями, тому роль ІЧМ в розвитку національної металургії у воєнний час і під час повоєнного відновлення важко переоцінити. Інститут залишився єдиним науково-дослідним центром в Україні, діяльність якого охоплює усі основні переробки чорної металургії (аглодоменне, сталеплавильне та прокатне виробництво, деформаційно-термічну обробку металу, металургійне обладнання та системи автоматизованого контролю і управління технологічними процесами).

Особливістю досліджень, які виконуються в ІЧМ, завжди були високий науковий рівень та комплексний підхід, який охоплює як розробку новітніх технологій, матеріалів і систем управління процесами та обладнанням, так і їх впровадження у виробництво. Наразі дослідження Інституту спрямовані на подальший розвиток металургійного комплексу України відповідно до сучасних потреб в наступних пріоритетних науково-технічних напрямках:

- енерго- та ресурсозбереження на всіх стадіях металургійного циклу;
- кардинальне покращення якості металопродукції та доведення її до рівня вимог сучасних міжнародних стандартів;
- створення надійного високоефективного обладнання та систем автоматичного управління, надання допомоги металургійним підприємствам у реконструкції виробничих потужностей;
- розширення сировинної бази підприємств гірничо-металургійного комплексу з орієнтацією на наявні природні ресурси України;
- розробка нових наукових концепцій, оригінальних технічних рішень та комп'ютерних програм для вирішення нагальних завдань чорної металургії.

На базі ІЧМ працює Технічний комітет стандартизації «Чавун, прокат листовий, прокат сортовий термозміцнений, вироби для рухомого складу, металеві вироби, інша продукція з чавуну та сталі». В Інституті функціонує Центр колективного користування науковим обладнанням, який у 2024 році суттєво розширив свої можливості за рахунок придбання новітнього устаткування для растрової електронної мікроскопії та високоточних випробувань механічних властивостей металевих матеріалів.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

В останні роки розширилось міжнародне співробітництво ІЧМ. Зараз виконуються декілька міжнародних проєктів:

- спільний українсько-австрійський науково-дослідний проєкт, метою якого є розроблення параметрів термічного оброблення сталі аустенітного класу AISI 316L для зниження рівня залишкових напружень та запобігання відхиленню у геометрії деталей, виготовлених способом селективного лазерного плавлення;
- спільний українсько-польсько-американський науково-дослідний проєкт, спрямованний на розроблення деталей з нанокомпозитними антибактеріцитними покриттями та способу їхнього формування шляхом різних джерел випромінювання та нанесення;
- спільний українсько-німецький науково-дослідний проєкт, суть якого полягає в розробленні рекомендацій щодо співвідношення та рівня твердості в контактній парі колесо-рейка для запобігання розвитку втомних тріщин та передчасного руйнування;
- NATO-project, ціллю якого є визначення закономірностей, які дозволять керувати структурою та властивостями виробів на основі розроблення адаптивної системи керування розподілом енергії в промені лазера.

Продовжується видавництво збірника наукових праць «Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії», який включено до Переліку наукових фахових видань України (категорія Б) за спеціальностями 132 «Матеріалознавство», 133 «Галузеве машинобудування» і 136 «Металургія».

Те, що наукові дослідження ІЧМ мають велике значення для розвитку української науки, підтвердили результати атестацій, проведених в останні роки НАН України та МОН, за результатами яких ІЧМ був внесений до Державного реєстру установ, яким надається підтримка держави, та отримав категорію «А».

В останні роки дирекція Інституту робить активні стратегічні кроки щодо омолодження керівного складу наукових підрозділів за рахунок поліпшення формування і роботи з кадровим резервом, включення до його складу здібних організаторів, високоерудованих та компетентних наукових співробітників, максимально адаптованих до вирішення завдань практичної діяльності. Провадиться розвиток форм морального та матеріального стимулювання працівників за високі показники діяльності й вагомі наукові здобутки.

Вчені ІЧМ завжди були на передовій технічного прогресу в галузі, тому і сьогодні в Інституті розпочато декілька важливих проектів «в тренді» світових тенденцій:

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

- декарбонізація металургійного виробництва, дослідження можливостей та особливостей використання водню у якості відновлювача в доменному виробництві замість традиційного палива, яке містить вуглець;
- розробка нових технологій комплексної термічної, деформаційно-термічної та кріогенної обробок з метою підвищення експлуатаційної довговічності сталевих виробів, особливо в екстремальних умовах, за рахунок створення в них здатних до інтенсивного деформаційного самозміцнення метастабільних фазово-структурних станів різного типу (залишковий аустеніт, ультратонкодисперсний перліт тощо) та структурних мікрокомпозитів, що передбачає об'єднання твердих фаз (таких як мартенсит і бейніт) та м'яких фаз (таких як аустеніт і ферит) для забезпечення відмінних механічних властивостей;
- дослідження структурного стану та впливу структурної спадковості на механічні властивості готових виробів при 3D-друці.

Як і раніше, незважаючи на всі складнощі, вчені ІЧМ продовжують свою місію – розвиток науково-технічного потенціалу нашої держави, підготовку нових поколінь дослідників та впровадження інновацій, які спрямовані на підвищення ефективності металургійного виробництва. Проводячи дослідження у галузі металургії та матеріалознавства, науковці ІЧМ сприяють розвитку фундаментальних наук, розширюють горизонти наукових пошуків, дають змогу ставити амбітні цілі й гідно відповідати на непрості виклики сьогодення.

Бажаємо всім співробітникам Інституту нових творчих успіхів та ідей, наукових перемог, наснаги у кропіткій праці, міцного здоров'я, сімейного затишку, достатку і натхнення для процвітання нашої спільної справи! Нехай ваші зусилля приносять користь суспільству, а ваші досягнення надихають майбутні покоління.

O. I. Babachenko[1], Corresponding Member of the National Academy of Sciences of Ukraine, D. Sc. (Tech.), ORCID 0000-0003-4710-0343
E. V. Parusov[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-4560-2043
L. I. Harmash[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-6873-6685

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

TO THE 85TH ANNIVERSARY OF IRON AND STEEL INSTITUTE OF Z. I. NEKRASOV OF NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF UKRAINE

Abstract. In 2024, the Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov of NAS of Ukraine (ISI) celebrates the 85th anniversary of its foundation. Over the years, the ISI has become the leading scientific and research center of ferrous metallurgy in the country, its specialists have created and implemented in industry a multitude of

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

developments, inventions, technical and technological solutions. A number of the most large-scale works have been awarded the State Prizes of the USSR and Ukraine in the field of science and technology. The Institute has created large scientific schools in the field of iron metallurgy, steel and rolling production, non-furnace processing of iron, heat treatment of steel and metallurgy, physicochemical and heat and mass transfer processes, mechanical engineering and control and management systems for technological processes. Their interaction provides a comprehensive solution to the problems of increasing the efficiency of metallurgical production, improving product quality, resource and energy conservation. The article presents the main stages of the formation and development of ISI, presents the main scientific achievements in different periods of its history, which have always been aimed both at the development of fundamental metallurgical science and at the introduction of new technologies and materials into industry. Despite the rather difficult recent years, the Institute has managed to retain a highly qualified scientific team and continue and develop research in the most relevant areas of development of world metallurgy, such as decarbonization of metallurgical production, development of new technologies for complex heat, thermomechanical and cryogenic treatments of steel products, research into the structural state and the influence of structural heredity on the mechanical properties of finished products during 3D printing, etc. The activities of the Institute's team are aimed at developing the scientific and technical potential of Ukraine, training new generations of researchers and introducing innovations aimed at increasing the efficiency of metallurgical production. By conducting research in the field of metallurgy and materials science, ISI's scientists contribute to the development of fundamental sciences, expand the horizons of scientific research, enable us to set ambitious goals and adequately respond to the difficult challenges of today.

Key words: Iron and Steel Institute, history, achievements, prospects.

For citation: Babachenko, O. I., Parusov, E. V., & Harmash, L. I. (2024). To the 85TH anniversary of Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov of National Academy of Sciences of Ukraine. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 771-783. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-771-783

Стаття надійшла до редакції збірника 30.11.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-784-788
УДК 669.1:061.75

Д. О. Степаненко[1], к.т.н., зав. відділом, ORCID 0000-0001-5913-2284

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

НАШІ ЮВІЛЯРИ

Для співробітників ІЧМ НАН України 2024 рік був знаковим-колектив Інституту відзначав 85-річчя його заснування. Навіяні війною проблеми відтіснились спогадами тих кращих пережитих моментів, друзів та, безумовно, наших Провідних Вчених, які забезпечували наукову діяльність Інституту щодо впровадження передових технологій та його ведучу роль в формуванні концепції розвитку української металургійної галузі.

Саме в 2024 році відділ фізико-хімічних проблем металургійних процесів відзначив зі знаковою подією трьох своїх ювілярів, які багато років віддали формуванню та розвитку тематики досліджень і як математики за спеціальністю були ініціаторами та співавторами багатьох алгоритмічних та програмних продуктів міжнародного рівня.

80-річний Ювілей з Дня народження та 50-ї річниці праці в ІЧМ відзначила в цьому році нині провідний науковий співробітник **Дар'я Миколаївна ТОГОБИЦЬКА**. Дар'я Миколаївна працює в Інституті з лютого 1974 року, з 2010 року по 2023 рік вона успішно керувала відділом фізико-хімічних проблем металургійних процесів.



Дар'я Миколаївна закінчила Дніпропетровський державний університет у 1966 році за фахом «Математика». Основним напрямком її наукової діяльності є розвиток інформаційних технологій, фізико-хімічне та математичне моделювання процесів виплавки чавуну та сталі, розробка експертних систем прийняття рішень в складі АСНД, АСУВ, АСУТП. У 1986 році Дар'я Миколаївна захистила кандидатську дисертацію «Вибір базового

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

режиму доменної плавки на основі комплексного використання методів фізико-хімічного та математичного моделювання», в якій вперше підняла питання необхідності цифровізації накопичених на паперових носіях в архівах наукової спільноти металургійної галузі фундаментальних фізико-хімічних даних про властивості шихтових матеріалів та їх розплавів. Тому не випадково в 90-х роках на Всесоюзних форумах «Бази фізико-хімічних та технологічних даних для оптимізації металургійних технологій» проблема інформаційного забезпечення теоретичної та прикладної металургії фундаментальними фізико-хімічними даними про властивості металургійних розплавів була піднята на системний рівень. Робота форумів координувалась Координаційною Радою, створеною при Держкомітеті науки та техніки «Банк даних «Металургія». На сьогодні у відділі фізико-хімічних проблем створені БД «Метал-шлак-газ», «Шлак», «Шихта», «Феросплави» та бази промислових даних виробництва чавуну та сталі, які регулярно поповнюються в рамках дослідних робіт.

В 2000 році Д. М. Тогобицька захистила докторську дисертацію «Розробка методології аналізу і оптимізації процесів виробництва чавуну та сталі на основі моделювання властивостей та взаємодії металургійних розплавів» за спеціальністю «Металургія чорних металів». Дар'я Миколаївна - професор кафедри теорії металургійних процесів з 2005 року. Загальна кількість надрукованих праць – 480, в тому числі 3 монографії та 7 патентів на винаходи.

Під її керівництвом 5 молодих науковців відділу захистили дисертації на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю «Металургія чорних і кольорових металів та спеціальних сплавів».

Тогобицька Д. М. веде активну педагогічну роботу, з 1990 року по 2020 рр. – керівник філіалу кафедри ТМП НМетАУ при відділі фізико-хімічних проблем металургійних процесів ІЧМ НАНУ. За період з 2015 року під її керівництвом пройшли стажування 2 доктора наук та 4 кандидата наук з НМетАУ, захистили дипломні проекти більше 20 магістрів кафедри «Теорії металургійних процесів» НМетАУ та факультету прикладної математики ДНУ. За її педагогічну роботу вона була нагороджена в 2018 році Постановою Президії НАН України медаллю «За підготовку Наукової Зміни».

Д. М. Тогобицька являється членом спеціалізованої вченої ради Д.08.231.01 ІЧМ НАНУ по захисту дисертацій зі спеціальності 05.16.02 «Металургія чорних і кольорових металів та спеціальних сплавів». Була офіційним опонентом трьох докторських та п'яти кандидатських дисертацій по спеціальностям «Матеріалознавство» та «Металургія чорних металів та спеціальних сплавів». Тогобицька Д.М.

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

має досвід керівництва науковими проектами, що фінансувалися Міністерством освіти і науки України. За період з 2015 по 2024 рр. Тогобицька Д.М. була керівником та науковим консультантом 8-ми робіт академічної тематики, 6-ти цільових проектів та 3-х госпдоговірних робіт, а також проводила експертизу наукових проектів, що фінансувалися Міністерством освіти і науки України з напрямів: «Створення баз знань науки про розплави»; «Методологічні та теоретичні основи оптимізації металургійних технологій на основі комплексного використання математичного та фізико-хімічного моделювання».

22 квітня 2024 року виповнилося 75 років від дня народження науковому співробітнику відділу **ЛІХАЧОВУ Юрію Михайловичу**.

Понад тридцять п’ять років Юрій Михайлович працює у відділі фізико-хімічних проблем металургійних процесів Інституту, з 2005 року на посаді наукового співробітника.



Будучи спеціалістом у галузі інформаційних технологій, Юрій Михайлович був одним з основних розробників галузевого банку даних «Металургія». На початку дев'яностих років він розробив інформаційно-пошукову систему для організації, поповнення та ведення різнопрофільних баз документально-фактографічних даних, що не мала аналогів. Створена ним система управління базами даних "INPIPE" в даний час забезпечує роботи по веденню БД «Метал-шлак-газ», «Шлак», «Шихта», «Феросплави», які постійно поповнюються експериментальними даними про властивості залізорудних матеріалів, шлакових та металевих розплавів та процесів їх взаємодії, параметрами термообробки та фізико-механічними властивостями сталей для подальшого моделювання найважливіших властивостей залізорудних матеріалів та одержуваних з них розплавів.

В якості виконавця Ліхачов Ю.М. приймає участь в багатьох роботах академічної та госпдоговірної тематики, опублікував в співавторстві більше 50 статей, бере активну участь у роботах різних науково-технічних конференцій та семінарів.

Ю.М. Ліхачов займається впровадженням сучасних комп'ютерних технологій для наукових досліджень та металургійних заводів. Розроблені ним програмні засоби для аналізу та управління технологією виплавки чавуну були реалізовані у складі АСУТП доменних печей на вітчизняних металургійних підприємствах

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

(Дніпровський МК, ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», «Азовсталь», «Запоріжсталь»). Ю.М. Ліхачов користується повагою серед наукових співробітників Інституту та спеціалістів металургійних підприємств.

29 квітня 2024 року виповнилося 60 років від дня народження старшому науковому співробітнику, кандидату технічних наук **БЄЛЬКОВІЙ Аллі Іванівні**.

Алла Іванівна закінчила Дніпропетровський державний університет за фахом математика у 1986 році. Свою трудову діяльність вона розпочала в Інституті чорної металургії ще під час проходження переддипломної практики та дипломування під керівництвом Дар'ї Миколаївни Тогобицької.



У відділі фізико-хімічних проблем металургійних процесів Інституту Алла Іванівна працює з квітня 1994 р., пройшовши шлях від інженера до посади старшого наукового співробітника, захистивши після закінчення аспірантури дисертацію на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук на тему «Розробка фізико-хімічних критеріїв і моделей для прогнозування технологічних властивостей шлаків металургійного виробництва за їх складом».

Головний науково-дослідний профіль Алли Іванівни пов'язаний з розвитком методів фізико-хімічного та математичного моделювання структури та властивостей металургійних оксидних систем і процесів їх взаємодії з металом при виплавці чавуну та сталі. За роки праці в Інституті Бєлькова А. І. була неодноразово керівником та відповідальним виконавцем НДР, а також брала участь у виконанні багатьох робіт академічної та госпдоговірної тематики, спрямованих на вирішення питань, що стосується удосконалення, розробки і програмної реалізації фізико-хімічних критеріїв і моделей для прогнозування властивостей розплавів з метою оптимізації складу доменної шихти і шлакового режиму для отримання чавуну необхідної якості, створення баз фундаментальних та технологічних даних, а також інформаційно-аналітичних систем аналізу та управління якістю металопродукції. Отримані Бєльковою А.І. теоретичні результати доведено до практичного використання у вигляді комп'ютерних систем для ефективного аналізу та управління технологією виплавки чавуну, які були реалізовані у складі АСУ ТП ряду доменних печей на металургійних підприємствах України та СНД (Дніпровський МК,

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ПАТ «АрселорМіттал Кривий Ріг», Азовсталь, Західно-Сибірський МК).

За час роботи в Інституті Бєльковою А.І. в співавторстві опубліковано 2 монографії (видавництва «Наукова думка» НАН України) та понад 100 наукових робіт та близько 60 доповідей і тез на міжнародних та всеукраїнських конференціях, також отримано 5 патентів на винахід.

Під керівництвом Дар'ї Миколаївни Тогобицької співробітниками Інституту за безпосередньої участі Ю.М. Ліхачова та А.І. Бєлькової в складні для української металургії часи з 1991 року по 1999 рік була реалізована одна з перших програм по комп'ютеризації наукових служб та технічного відділу НВО металургійного підприємства, а саме на Дніпровському металургійному комбінаті (нині м. Кам'янське). Це були розробки перших варіантів АРМів технологів наскрізного аналізу показників виробництва металопродукції комбінату.

Колектив відділу фізико-хімічних проблем металургійних процесів висловлює велику вдячність нашим ювілярам за їх натхненний, відповідальний і значний внесок в розвиток наукової тематики відділу та творчу і дружню атмосферу в роботі та колективі. Ми щиро пишаємося їх науковими досягненнями і безперервним потенціалом до створення нових знань та бажаємо міцного здоров'я, нових наукових ідей та їхньої успішної реалізації у металургійній галузі.

Посилання для цитування: Степаненко Д. О. Наші ювіляри. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 784-788. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-784-788

For citation: Stepanenko, D. O. (2024). Our anniversaries. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 784-788. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-784-788

Стаття надійшла до редакції збірника 01.12.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

"Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії". 2024. Випуск 38
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy". 2024. Issue 38
ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-789-792

Пам'яті кандидата технічних наук,
Заслуженого працівника промисловості України
завідуючого відділом інформаційних і прогнозних досліджень в металургії
Леоніда Григоровича ТУБОЛЬЦЕВА

УДК 669.1:621.771

О. Є. Меркулов[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-7867-0659
Г. В. Левченко[1], д.т.н., проф. ORCID 0000-0003-1173-5320

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

ПАМ'ЯТІ ЛЕОНІДА ГРИГОРОВИЧА ТУБОЛЬЦЕВА

Анотація. Представлені дані про життя і творчу діяльність ветерана Інституту чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України Леоніда Григоровича Тубольцева.

Ключові слова: організатор науки, гірничо-металургійний комплекс.



У червні 2024 року пішов із життя відомий український вчений в галузі чорної металургії, завідувач відділом прогнозних та інформаційно- технічних досліджень у металургії, кандидат технічних наук, Заслужений працівник промисловості України, Леонід Григорович Тубольцев.

Л. Г. Тубольцев у 1962 р. закінчив технологічний факультет Дніпропетровського металургійного інституту, одержавши кваліфікацію інженера-металурга з обробки металів тиском, і був направлений на роботу в Інститут чорної металургії АН УРСР, який на той час переживав новий етап своєї діяльності, пов'язаний з перепорядкуванням з АН УРСР до Міністерства чорної металургії СРСР.

© Видавець Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2024
Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Вся наукова діяльність Леоніда Григоровича нерозривно пов'язана з Інститут чорної металургії - найбільшим науково-дослідним центром вітчизняної металургії, в якому він послідовно проходить всі ступені становлення науковця й організатора науки, починаючи від інженера-дослідника до вченого секретаря Інституту. Навчався в аспірантурі ІЧМ у 1964-1967 роках. У 1970 році захистив кандидатську дисертацію на тему «Вибір і дослідження способу безвідходного різання металу з метою зменшення кінцевої деформації». Протягом наступних років працював молодшим і старшим науковим співробітником відділу прокатки тонкого листа. В цей період наукова діяльність Л. Г. Тубольцева пов'язана з дослідженням та розробкою перспективних технологій металургійного виробництва. Він є одним з авторів створення технології та обладнання гарячої прокатки листового металу із застосуванням технологічних змазок, технологій виробництва листової продукції з конструкційних марок сталі. Результати цих робіт реалізовані при створенні обладнання для нових та реконструкції діючих широкоштабових станів гарячої прокатки, зокрема обладнання для систем технологічної змазки.

В 1980 році Леоніда Григоровича обирають завідуючим відділом науково-технічної інформації Інституту. На своїй новій посаді він активно долучається до роботи із забезпечення співробітників Інституту науково-технічною інформацією про пріоритетні напрями, перспективи розвитку металургійної галузі та напрями розвитку наукових досліджень світової металургії. Проводить аналіз і розробку прогнозів розвитку металургійних процесів і нових технологій. Виконує науково-дослідні роботи інформаційного, аналітичного та прогнозного характеру. Забезпечує підготовку разом з іншими підрозділами тематичних оглядів про становище і тенденції розвитку найбільш важливих напрямів діяльності Інституту та проведення робіт з порівняння результатів дослідницьких і проектних рішень з результатами відповідних робіт у світовій практиці.

Новий етап у науково-організаційній діяльності Тубольцева Л.Г. починається в 1996 році, коли директором Інституту обирають Вадима Івановича Большакова. Новий директор запрошує Леоніда Григоровича стати вченим секретарем. У цей період діяльність дирекції була зосереджена на пошуку нових форм організації та проведення наукових досліджень, забезпеченні стабільності фінансової діяльності Інституту, визначенні перспективних напрямів наукових досліджень. Було докладено зусиль щодо ліквідації заборгованості із заробітної плати, збереження наукових кадрів, підвищення кваліфікації наукових співробітників, збільшення кількості та якості публікацій.

Після повернення Інституту до складу Національної академії наук

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

України в 1992 році одним із напрямів наукової діяльності Леоніда Григоровича стає аналіз і прогнозування перспективних напрямів розвитку гірничо-металургійного комплексу України, розробка технологій виробництва чистих сталей з використанням можливостей сталеплавильних агрегатів.

Тубольцев Л.Г. є одним із авторів Концепції розвитку гірничо-металургійного комплексу України до 2010 р. (схвалено Постановою Верховної Ради України від 17 жовтня 1995 р. № 385/95-ВР) і «Державної програми розвитку та реформування гірничо-металургійного комплексу України до 2011 р.» (затверджено Постановою Кабінету Міністрів України №967 від 28 липня 2004 р. №967 від 28 липня 2004 р.) та «Державної програми розвитку і реформування гірничо-металургійного комплексу України до 2011 р.» (затверджено Постановою Кабінету Міністрів України №967 від 28 липня 2004 р.).

У 2005 році в Президії НАН України було заслухано доповідь директора В.І. Большакова про підсумки роботи Інституту за останні п'ять років. За результатами обговорення підсумків діяльності Інституту президентом НАН України Б.Є.Патоном було рекомендовано напрями наукової діяльності Інституту доповнити ще одним пунктом: Науково-технічний супровід Програми розвитку гірничо-металургійного комплексу України. В Концепції та Програмі визначені напрями збалансованого розвитку гірничо-металургійного комплексу та заходи щодо проведення структурних перебудов комплексу, які наведені як перелік інвестиційних проектів з метою залучення вітчизняних та іноземних інвесторів до процесу структурної перебудови гірничо-металургійного комплексу України. Успіхи Тубольцева Л.Г. в розвитку цього напрямку діяльності визначаються широтою кругозору, творчим підходом, великим обсягом професійних знань металургійних технологій, сучасного стану вітчизняної та світової металургії.

З 2000 року після повернення до завідування відділом прогнозних та інформаційно-технічних досліджень у металургії Леонід Григорович приймає активну участь у суспільному житті Інституту, він є редактором збірників наукових праць Інституту „Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії”, виконує велику пропагандистську роботу щодо наукових та технічних досягнень у чорній металургії, виступає з доповідями на вітчизняних та міжнародних конференціях, присвячених перспективам розвитку гірничо-металургійного комплексу України.

Тубольцев Л.Г. є автором (співавтором) понад 200 наукових праць, у т.ч. чотирьох монографій. Пріоритетність і актуальність наукових розробок Тубольцева Л. Г. підтверджується 55 авторськими

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

свідоцтвами і патентами на винаходи та багатьма рекомендаціями, які прийняті для широкого впровадження в практику роботи гірничо-металургійного комплексу України.

Неможливо не відзначити захопленість Леоніда Григоровича Тубольцева поезією, яка супроводжувала його протягом усього життя. Його глибока любов до слова проявлялася не тільки в читанні, а й у створенні власних творів, сповнених щирістю, теплотою і душевною красою. Він умів висловлювати свої почуття у віршах так, що кожне слово відгукувалося в серцях тих, кому вони були адресовані.

Особливо зворушливою традицією, яка стала важливою частиною життя очолюваного ним відділу, були віршовані привітання, які Леонід Григорович незмінно дарував кожній представниці жіночого колективу на їхній день народження. Його рядки, написані з непідробною щирістю, повагою і тонким гумором, залишалися в пам'яті, як світле підтвердження його душевної щедрості та вміння цінувати людей навколо себе.

Творча енергія Леоніда Григоровича не знала меж, і він, здавалося, черпав натхнення із самого серця життя. Це захоплення робило його не просто вченим, а й людиною, з якою було легко і радісно працювати. Цей аспект його особистості назавжди залишиться в серцях тих, хто мав щастя знати Леоніда Григоровича, і стане частиною його світлої спадщини.

O. Ye. Merkulov, D. Sc. (Tech.), Senior Research, ORCID 0000-0002-7867-0659
H. V. Levchenko, D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0003-1173-5320

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

IN MEMORY OF LEONID HRYHOROVYCH TUBOLTSEV

Abstract. The article presents data on the life and creative activity of Leonid Grygorovich Tuboltsev, a veteran of the Iron and Steel Institute of Z.I.Nekrasov of the National Academy of Sciences of Ukraine.

Keywords: science manager, mining and metallurgical industry.

For citation: Merkulov, O. Ye., & Levchenko, H. V. (2024). In memory of Leonid Hryhorovych Tuboltsev. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 38, 789-792. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-789-792

Посилання для цитування: Меркулов О. Є., Левченко Г. В. Пам'яті Леоніда Григоровича Тубольцева. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2024. Вип. 38. С. 789-792. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2024-38-789-792

Стаття надійшла до редакції збірника 02.12.2024 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 12 від 19.12.2024 р.)

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

ЗМІСТ

1 Виробництво чавуну

Бочка В. В., Нізяєв К. Г., Ягольник М. В., Шмат К. В., Олексієнко М. М. Дослідження особливостей укладки шихти, її руху та витоку з бункера БЗП 4

Грес Л. П., Гупало О. В., Верещак В. І., Єрьомін О. О., Радченко Ю. М., Верещак Д. В. Збільшення температури підігріву доменного дуття шляхом удосконалення системи утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів 16

Губинский М. В., Меркулов О. Є., Сибір А. В., Федоров С. С., Губинський С. М., Форись О. М., Дудченко С. О., Джигота М. Г. Визначення механічних властивостей синтетичних чавунів при використанні карбюризаторів отриманих на основі електротермічного киплячого шару 26

Крячко Г. Ю., Сігарьов Є. М. Газодуттьовий режим задування доменних печей 39

Муравйова І. Г., Чайка О. Л., Іванча М. Г., Корнілов Б. В., Меркулов О. Є., Нестеров О. С., Гармаш Л. І., Вишняков В. І., Щербачов В. Р., Єрмоліна К. П. Узагальнення результатів досліджень впливу збільшення вмісту водню в дутті та його розподілу по радіусу доменної печі на технологічний режим доменної плавки 59

Нестеров О. С., Гармаш Л. І., Муравйова І. Г., Чайка О. Л., Лопатенко К. П., Болденко М. Г. Вплив водню на процеси відновлення в доменній печі 103

Чайка О. Л., Корнілов Б. В., Муравйова І. Г., Гармаш Л. І., Москалина А. О., Лебідь В. В., Ізюмський М. М., Джигота М. Г. Аналіз існуючих та перспективних технологій доменної плавки, що забезпечують зменшення викидів діоксиду вуглецю для сучасних та перспективних умов виробництва чавуну в Україні 120

Єлісєєв В. І., Маначин І. О., Молчанов Л. С., Кисляков В. Г., Руденко О. Л. Математико-аналітичний аналіз впливу технологічних факторів і параметрів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм 146

Маначин І. О., Єлісєєв В. І., Кисляков В. Г., Петруша В. П. Теоретична оцінка одиничного впливу технологічних факторів на ефективність процесу десульфурації чавуну магнієм 168

Кисляков В. Г., Маначин І. О., Єлісєєв В. І., Руденко О. Л. Дослідження інжекційного введення газопорошкових струменів методами «холодного» моделювання 186

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

2 Сталеплавильне виробництво

Голуб Т. С., Молчанов Л. С. Комплексний аналіз методів підвищення ефективності виробництва сталі на прикладі застосування електричної активації струменя кисню у конверторах верхнього дуття 199

Молчанов Л. С., Арендач Н. А., Голуб Т. С. Лабораторне дослідження особливості змішування газових струменів технологічних газів 222

Молчанов Л. С., Голуб Т. С., Семикін С. І. Методичні аспекти аналізу та інтерпретації результатів фізичного моделювання процесів взаємодії газових струменів з рідкими фазами киснево-конвертерної ванни 232

Семикін С. І., Голуб Т. С., Дудченко С. О., Вакульчук В. В., Прокопенко П. Г. Вивчення закономірностей генерування озону при використанні верхньої кисневої фурми за різних технологічних умов продувки 253

Тогобицька Д. М., Бєлькова А. І., Степаненко Д. О., Поворотня І. Р., Греков С. В. Вибір критеріїв та розробка моделей для прогнозування коефіцієнтів розподілу елементів в системі «метал-шлак» при обробці сталі на УКП 265

Тимошенко Д. О., Кухар В. В., Шаульська Л. В., Кононюк Д. В. Порівняльний аналіз екологічної ефективності металургійних технологій виробництва сталі в контексті зеленого переходу 282

Тогобицька Д. М., Поворотня І. Р., Піптюк В. П., Кукса О. В. Комплексна оцінка властивостей добавок, як необхідна складова інтелектуальної системи прийняття рішень при доведенні сталі на УКП 292

Швець О. В., Коноводов Д. В., Петров О. Д., Ліснича Т. Є. Вдосконалення конструкції промковша машини безперервного лиття круглої заготовки за допомогою чисельного моделювання 308

Юшкевич П. О. Про особливості конструкцій одноярусних верхніх фурм кисневих конвертерів 321

3 Прокатне виробництво

Приходько І. Ю., Крот П. В., Разносілін В. В., Воробей С. О., Клемешов Є. С., Малигін М. С., Семенов І. А., Matyjaszczyk K. Система автоматичного контролю передніх кінців товстих листів несиметричною гарячою прокаткою 336

Вереньов В. В. Розвиток способів діагностики технічного стану обладнання прокатних клітей в перехідних режимах роботи 362

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Єгоров О. П., Рибальченко М. О., Маначин І. О., Михайловський М. В. Оптимізація режиму роботи вихідної сторони дрібносортних станів 370

Коноводов Д. В., Андреєв В. В., Маслов Д. О. Вплив вихідної мікроструктури сплаву Al-Mg-Sc на утворення дефектів гарячекатаних штаб 385

Клемешов Є. С., Приходько І. Ю., Меркулов О. Є. Аналіз проблем створення пласких багатошарових біметалічних композицій та шляхи їх вирішення 400

Медведєв М. І., Бобух О. С. Особливості технології виробництва труб з жароміцних сталей і жаростійких сплавів 415

Парусов Е. В., Чуйко І. М., Олійник Е. В., Парусов О. В. Аналіз тенденцій та проблем виробництва прокату і дроту з низьковуглецевих Cr-Mo-V сталей зварювального призначення 431

Раздобрєєв В. Г., Ключніков К. Ю., Паламар Д. Г., Лещенко О. І., Іванов О. П. Аналітичні дослідження впливу технологічних параметрів процесу протяжки штаби через згино-розтягувальний пристрій на зміну енергосилових параметрів процесу 455

Ціколія А. З., Никитюк М. В., Кононов Д. О. Застосування проміжного перемотувального пристрою «CoilBox» для зниження витрат енергії та підвищення ефективності виробництва прокату в безперервних листових станах 469

Білодіденко С. В., Мазур І. А., Добряк В. Д., Угрюмов Д. Ю., Угрюмов Ю. Д. Процеси підготовки заготовки до прошивання на косовалковому стані 482

4 Матеріалознавство

Аджамський С. В., Подольський Р. В., Кононенко Г. А., Клемешов Є. С., Сафронова О. А. Розробка раціональних режимів термічної обробки для зменшення залишкових напружень в деталях складного перерізу, виготовлених зі сталі 316L за SLM-технологією 501

Бабаченко О. І., Кононенко Г. А., Подольський Р. В., Сафронова О. А., Шпак О. А. Дослідження зв'язку мікроструктури та експлуатаційних дефектів колеса і рейки 517

Бабаченко О. І., Любека І. М., Кононенко Г. А., Подольський Р. В., Сафронова О. А., Агарков К. В. Отримання кристалів TeO_2 для акустооптичного застосування: сировина, ріст, властивості. (Огляд) 542

Губенко С. І., Парусов Е. В., Чуйко І. М., Парусов О. В. Вплив лазерної обробки на структуру і зносостійкість колісної сталі 566

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Зотов Д. С., Нізяєв К. Г., Узлов О. В., Пучіков О. В. Зниження вмісту та розмірів неметалевих включень в штрипсовому прокаті низьковуглецевої марки сталі 588

Кононенко Г. А., Кімстач Т. В., Подольський Р. В., Сафронова О. А., Клинова О. П. Перспективи розробки високоміцних бейнітних сталей 602

Луценко В. А., Голубенко Т. М., Луценко О. В. Вплив параметрів обробки на структуру та властивості низьковуглецевої сталі 621

Мовчан О. В., Чорноіваненко К. О. Закономірності фазових і структурних перетворень в системі Fe-Cr-Ti-C при навуглецюванні 632

Парусов Е. В., Борисенко А. Ю., Олійник Е. В., Чуйко І. М., Парусов О. В. Застосування фрактального аналізу для кількісної оцінки графітових включень в структурі чавуну 644

Поворотня І. Р., Сафронова О. А., Подольський Р. В., Олійник Е. В. Вплив хімічного складу на фазову структуру і твердість вуглецевої сталі для залізничних осей після деформації та термічної обробки 656

5 Машинознавство

Поворотній В. В., Толстіков Г. І., Толстіков І. Г., Яйчук О. О. Деякі особливості моделювання процесу дослідження термонапруженого стану чаш для перевезення рідкого шлаку 672

Худяков О. Ю., Ващенко С. В., Баюл К. В., Семенов Ю. С., Крот П. В. Розробка універсального методу прогнозування щільності пресовок з сухих дрібнофракційних матеріалів на основі результатів порівняльного дослідження факторів ущільнення 686

Білодіденко С. В., Мазур І. А., Добряк В. Д., Угрюмов Д. Ю., Угрюмов Ю. Д. Моделювання роботи гідравлічного гальма форголлера подавального апарата пілігримового стана 710

6 Енергоефективність

Радченко Ю. М., Гупало О. В., Ребриков О. А., Штацький М. О. Вибір початкової теплової потужності нагрівального колодязя в умовах нестабільної роботи підприємства 731

Михайловський М. В., Гупало О. В., Єгоров О. П., Шибакінський В. І. Розробка АСК режимом дуття кільцевої печі при його збагаченні технологічним киснем 741

Мазур В. В. Напрями розвитку технології формування шихти для виплавляння вогнетривкого мулітокремнеземистого матеріалу 753

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Сіренко К. А. Пробовідбірники для термічного експрес-аналізу залізовуглецевих сплавів 760

7 Історична рубрика

Бабаченко О. І., Парусов Е. В., Гармаш Л. І. До 85-річчя Інституту чорної металургії ім. З. І. Некрасова Національної академії наук України 771

Степаненко Д. О. Наші ювіляри 784

Меркулов О. Є., Левченко Г. В. Пам'яті Леоніда Григоровича Тубольцева 789

ЗМІСТ 793

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

CONTENT

1 Ironmaking

Bochka V. V., Niziaiev K. H., Yaholnyk M. V., Shmat K. V., Oleksiienko M. M. Research of the features of the laying of the batch, its movement and output from the BLT bunker 4

Gres L. P., Gupalo O. V., Vereshchak V. I., Yeromin O. O., Radchenko Yu. M., Vereshchak D. V. Increasing the heating temperature of blast-furnace air by improving the system of heat recovery of flue gases of hot-blast stoves 16

Hubynskyi M. V., Merkulov O. Ye., Sybir A. V., Fedorov S. S., Hubynskyi S. M., Foris O. M., Dudchenko S. O., Dzhygota M. H. Determination of the mechanical properties of synthetic cast iron when using carburiser obtained by electrothermal fluidised bed 26

Kryachko H. Yu., Sigarev Ye. M. Gas blow mode of blowing period of blast furnaces 39

Muravyova I. H., Chaika O. L., Ivancha M. H., Kornilov B. V., Merkulov O. Ye., Nesterov O. S., Harmash L. I., Vishnyakov V. I., Shcherbachov V. R., Yermolina K. P. Summary of research results on the effect of increasing hydrogen content in the blast and its distribution across the blast furnace radius on the technological mode of blast furnace smelting 59

Nesterov O. S., Harmash L. I., Muravyova I. H., Chaika O. L., Lopatenko K. P., Boldenko M. H. Influence of hydrogen on reduction processes in a blast furnace 103

Chaika O. L., Kornilov B. V., Muravyova I. H., Harmash L. I., Moskalyna A. O., Lebid V. V., Izumskyi M. M., Dzhyhota M. H. Analysis of existing and prospective blast furnace smelting technologies providing reduction of carbon dioxide emissions for current and prospective conditions of pig iron production in Ukraine 120

Yelisieiev V. I., Manachyn I. O., Molchanov L. S., Kysliakov V. H., Rudenko O. L. Mathematical and analytical analysis of the influence of technological factors and parameters on the efficiency of the process of desulfurization of cast iron with magnesium 146

Manachyn I. O., Yelisieiev V. I., Kysliakov V. H., Petrusha V. P. Theoretical assessment of a single influx of technological factors on the effectiveness of the process of desulfurization of iron with magnesium 168

Kysliakov V. H., Manachyn I. O., Yelisieiev V. I., Rudenko O. L. Study of gas-powder jets injection by cold modeling methods 186

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

2 Steelmaking

Golub T. S., Molchanov L. S. Complex analysis of methods of increase in steel production efficiency on the example of the application of electrical activation of the oxygen flow in top blow converters 199

Molchanov L. S., Arendach N. A., Golub T. S. Laboratory study of the mixing characteristics of gas jets of process gases 222

Molchanov L. S., Golub T. S., Semykin S. I. Methodological aspects of analysis and interpretation of the results of physical modeling of the processes of interaction of gas jets with liquid phases of an oxygen-converter bath 232

Semykin S. I., Golub T. S., Dudchenko S. O., Vakulchuk V. V., Prokopenko P. H. Study of the patterns of ozone generation using the top oxygen lance under various technological blowing conditions 253

Tohobytska D. M., Belkova A. I., Stepanenko D. O., Povorotnia I. R., Grekov S. V. Selection of criteria and development of models for prediction of elements distribution coefficients in the "metal- slag" system during steel processing at the ladle-furnace unit 265

Tymoshenko D. O., Kukhar V. V., Shaulska L. V., Kononyuk D. V. Comparative analysis of the environmental efficiency of steelmaking technologies in the context of the “green” transition 282

Togobytska D. M., Povorotnia I. R., Piptyuk V. P., Kuksa O. V. Comprehensive assessment of the properties of additives as a necessary component of the intelligent decision-making system in the proofing of steel at the ladle-furnace installation 292

Shvets O. V., Konovodov D. V., Petrov O.D., Lisnycha T. Y. Improving the design of the tundish of the continuous casting machine for round billets production using numerical simulation 308

Yushkevych P. O. Features of the construction of single-tier top tuyeres for oxygen converters 321

3 Rolling production

Prykhodko I. Yu., Krot P. V., Raznosilin V. V., Vorobei S. O., Klemeshov Ye. S., Malygin M. S., Semenov I. A., Matyjaszczyk K. System for automatic front ends control of thick plates by asymmetric hot rolling 336

Verenev V. V. Development of methods for diagnosing the technical condition of rolling mill equipment in transient operating modes 362

Yehorov O. P., Rybalchenko M. O., Manachyn I. O., Mikhailovskyi M. V. Optimization of the work mode of the output side of minor mills 370

Konovodov D. V., Andreiev V. V., Maslov D. O. Influence of initial microstructure of Al-Mg-Sc alloy on defect formation in hot-rolled strips 385

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Klemeshov Ye. S., Prykhodko I. Yu., Merkulov O. Ye. Analysis of the problems of creating flat multilayer bimetallic compositions and ways to solve them 400

Medvedev M. I., Bobukh O. S. Features of the technology of manufacturing pipes from heat-resistant steel and heat-resistant alloys 415

Parusov E. V., Chuiko I. M., Oliinyk E. V., Parusov O. V. Analysis of trends and problems of the production of low-carbon Cr-Mo-V steel wire rod and wire for welding purposes 431

Razdobrieiev V. H., Kluychnikov K. Yu., Palamar D. H., Leshchenko O. I., Ivanov O. P. Analytical studies of the influence of the technological parameters of the process of pulling the strip through the bending-stretching device on the change of the energy-force parameters of the process 455

Tsikoliia A. Z., Nykytiuk M. V., Kononov D. O. The application of the CoilBox intermediate rewinding device for reducing energy consumption and improving the efficiency of rolling production in continuous sheet mills 469

Bilodidenko S. V., Mazur I. A., Dobriak V. D., Uhriumov D. Yu., Uhriumov Yu. D. Processes for preparing a workpiece for piercing on a cross-rolling mill 482

4 Metal science

Adjamskiy S. V., Podolskyi R. V., Kononenko G. A., Klemeshov E. S., Safronova O. A. Development of rational heat treatment regimes to reduce residual stresses in parts of complex cross-section made of 316L steel using SLM technology 501

Babachenko O. I., Kononenko G. A., Podolskyi R. V., Safronova O. A., Shpak O. A. Research on the relationship between microstructure and operational defects of wheels and rails 517

Babachenko O. I., Liubeka I. M., Kononenko G. A., Podolskyi R. V., Safronova O. A. Agarkov K. V. Obtaining TeO_2 single crystal for acousto-optic applications: raw materials, growth process, and properties. (Review) 542

Gubenko S. I., Parusov E. V., Chuiko I. M., Parusov O. V. The effect of laser processing on the structure and wear resistance of wheel steel 566

Zotov D. S., Niziaiev K. H., Uzlov O. V., Puchykov O. V., Shpak O. A. Reduction of the content and size of non-metallic inclusions in strip rolled low carbon steel 588

Kononenko G. A., Kimstach T. V., Safronova O. A., Podolskyi R. V. Klynova O. P. Prospects for the development of high-strength bainite steels 602

ISSN 2522-9117 (print), ISSN 2786-6149 (online)

Lutsenko V. A., Golubenko T. M., Lutsenko O. V. The influence of processing parameters on the structure and properties of the low-carbon steel 621

Movchan O. V., Chornoivanenko K. O. Regularities of phase and structural transformation in the Fe-Cr-Ti-C system during carburization 632

Parusov E. V., Borisenko A. Yu., Oliinyk E. V., Chuiko I. M., Parusov O. V. Application of fractal analysis for quantitative evaluation of graphite inclusions in the cast iron structure 644

Povorotnia I. R., Safronova O. A., Podolsky R. V., Oliinyk E. V. Influence of chemical composition on the phase structure and hardness of carbon steel for railway axles after deformation and heat treatment 656

5 Mechanical engineering

Povorotny V. V., Tolstikov H. I., Tolstikov I. H., Yaichuk O. O. Some features of modeling the research process thermo-stressed bowl for liquid slag transportation 672

Khudyakov O. Yu., Vashchenko S. V., Baiul K. V., Semenov Yu. S., Krot P. V. Development of the universal method for predicting the density of briquettes from dry fine-fractional materials based on the results of a comparative study of compression factors 686

Bilodidenko S. V., Mazur I. A., Dobriak V. D., Uhriumov D. Yu., Uhriumov Yu. D. Modeling the operation of the hydraulic brake of the forholler feeding apparatus of the pilger rolling mill 710

6 Energy efficiency

Radchenko Yu. M., Gupalo O. V., Rebrykov O. A., Shtatskyi M. O. Determination of the initial heat output of the soaking pit under conditions of unstable operation of the metallurgical plant 731

Mikhailovskyi M. V., Gupalo O. V., Yehorov O. P., Shibakinskyi V. I. Development of ASC in the blowing mode of the ring furnace when enriching the blow with process oxygen 741

Mazur V. V. Directions of development of charge formation technology for smelting refractory multisilica materials 753

Sirenko K. A. Samplers for thermal express analysis of iron-carbon alloys 760

7 Historical section

Babachenko O. I., Parusov E. V., Harmash L. I. To the 85TH anniversary of Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov of National Academy of Sciences of Ukraine 771

Stepanenko D. O. Our anniversaries 784

Merkulov O. Ye., Levchenko H. V. In memory of Leonid Hryhorovych Tuboltsev 789

CONTENT 793

Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова
Національної академії наук України

Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії

Збірник наукових праць
Випуск 38
2024 рік

Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy

Collection of scientific papers
Issue 38
2024

(Українською та англійською мовами)

Художній редактор – *О. В. Гупало*
Технічний редактор – *О. В. Гупало*
Комп'ютерна верстка – *О. В. Гупало*

Здано до складання 18.12.2024. Підписано до друку 19.12.2024.
Формат 84 х 108/32. Ум. друк. арк. 42,1.
Обл.-вид. арк. 45,96. Тираж 100.

Типографія «Візіон»
49050, м. Дніпро, пл. Академіка Стародубова, 1
Свідоцтво про держреєстрацію №04052442 Ю 0021076
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи 60-р

Інститут чорної металургії НАН України
49050, м. Дніпро, пл. Академіка Стародубова, 1
Email: office.isi@nas.gov.ua, isi.fapfm@gmail.com
Тел.: +3 (8056) 790-05-14. Web-site: http://jrn.isi.gov.ua/

