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

ISSN 2522-9117
DOI 10.52150/2522-9117-2023-37

ФУНДАМЕНТАЛЬНІ ТА ПРИКЛАДНІ ПРОБЛЕМИ ЧОРНОЇ МЕТАЛУРГІЇ

Збірник наукових праць

Випуск 37

FUNDAMENTAL AND APPLIED PROBLEMS OF FERROUS METALLURGY

Collection 37

Виходить щорічно. Заснований у 1995 році

2023

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. 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 № 9 від 19.12.2023 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.

Видання зареєстровано в Державному комітеті телебачення і радіомовлення України (Свідоцтво: Серія КВ № 7982 від 13.10.2003 р.).

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: isi.fapfm@gmail.com, office.isi@nas.gov.ua.

Web-site: http://jrn.isi.gov.ua/

ISSN 2522-9117 DOI: 10.52150/2522-9117-2023-37

© Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України, 2023.

Редакційна колегія збірника наукових праць
«Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії»
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy"

О. І. Бабаченко (головний редактор), д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: 132 –Матеріалознавство; ORCID ID: 0000-0003-4710-0343; Web of Science ResearcherID: AAE-1362-2022; Scopus Author ID: 6602718336; Google Scholar: link

С. В. Бобирь, д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: 132 –Матеріалознавство; ORCID ID: 0000-0001-6816-1554; Web of Science ResearcherID: AAE-2034-2022; Scopus Author ID: 55556749700; Google Scholar: link

Г. А. Кононенко, д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: 132 –Матеріалознавство; ORCID ID: 0000-0001-7446-4105; Web of Science ResearcherID: ABA-1477-2021; Scopus Author ID: 7007038178; Google Scholar: link

Е. В. Парусов, д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: 132 –Матеріалознавство; ORCID ID: 0000-0002-7867-0659; Web of Science ResearcherID: E-2106-2018; Scopus Author ID: 8367262600; Google Scholar: link

Д. М. Тогобицька, д.т.н., проф., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: 136 – Металургія; ORCID ID: 0000-0001-6413-4823; Web of Science ResearcherID: AAD-4677-2022; Scopus Author ID: 6602585340; Google Scholar: link

І. Г. Муравйова, д.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: 136 – Металургія; ORCID ID: 0000-0001-5926-7787; Web of Science ResearcherID: AAD-4757-2022; Scopus Author ID: 6603854838; Google Scholar: link

Ю. С. Семьонов, к.т.н., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: 136 – Металургія; ORCID ID: 0000-0003-2299-5742; Web of Science ResearcherID: S-4494-2017; Scopus Author ID: 57194100443; Google Scholar: link

А. Г. Чернятевич, д.т.н., проф., Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України; Спеціальність: 136 – Металургія; ORCID ID: 0000-0002-4552-4997; Web of Science ResearcherID: link; Scopus Author ID: 7003888776; Google Scholar: link

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

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

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

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

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-4-25
УДК 669.1:005(474)

Л. Г. Тубольцев[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-9540-3037
О. Л. Чайка[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-1678-2580
О. І. Бабаченко[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-7501-4173

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

ПЕРСПЕКТИВИ РОЗВИТКУ МЕТАЛУРГІЙНОГО ВИРОБНИЦТВА В УКРАЇНІ ЗА РАХУНОК ВИКОРИСТАННЯ НОВИХ ТЕХНОЛОГІЙ

Анотація. Розробка напрямів декарбонізації виробництва сталі з метою підвищення енергоефективності та поліпшення екологічних показників шляхом скорочення викидів діоксиду вуглецю є актуальним та перспективним завданням сьогоднішнього дня в світовій металургії. В останні роки для промислового виробництва з'явилося нове обмеження – Паризька угода ООН від 2015 року зобов'язує країни забезпечити перехід до виробництва сталі з обмеженими або нульовими викидами оксиду вуглецю (CO_2), щоб зменшити вплив промисловості на екологію. Метою статті є аналіз стратегічних аспектів технологічного розвитку металургійної промисловості та декарбонізації виробництва сталі на основі трансферу технологій і розробки теоретико-методологічних основ аналізу напрямів енергозбереження. У роботі наведено результати аналізу напрямів скорочення викидів діоксиду вуглецю та зменшення витрати вуглецю в металургійному виробництві за рахунок вдосконалення існуючих та впровадження інноваційних технологій. Наведено результати теоретичного та експериментального дослідження зменшення викидів CO_2, що проводилися у світ та в Україні. Світовими лідерами в розробці технічних та технологічних рішень щодо скорочення викидів CO_2 в металургійному виробництві є компанії більшості промислово розвинених країн. Наведено приклади нових технологій, що зменшують викиди CO_2. Показано, що розробки з декарбонізації виробництва сталі нині ще не досягли рівня, який вимагає значного скорочення викидів CO_2. Перспектива створення інноваційних технологій пов'язана з використанням водню у металургійному виробництві. Але рішення, які пропонують закордонні компанії, не завжди можливо застосувати для металургійного виробництва України, вони вимагають наукового опрацювання та адаптації до умов України, в тому числі, з урахуванням енергобалансу підприємств, сировинних умов, рівня технології та конкурентоспроможності металопродукції, наявності енергоносіїв. Визначено умови, яким повинна відповідати загальна Стратегія декарбонізації виробництва сталі. В Україні необхідно розробити власну концепцію зменшення викидів CO_2 з урахуванням збереження конкурентоспроможності продукції. Тому дуже важливо оцінити та проаналізувати напрями скорочення викидів CO_2 в металургії країни та за кордоном для подальшої зменшення викидів діоксиду вуглецю стосовно до існуючих і перспективних умов функціонування металургійних підприємств України.

Ключові слова: виробництво сталі, екологія, декарбонізація, технології, викиди CO_2.

Посилання для цитування: 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

Вступ. Попередній аналіз показує, що сучасний прогрес у розвитку металургії України зумовлений декількома втратами позиційної переваги. У стані війни з російською агресією металургія України втратила свої позиційні переваги. Більше половини металургійних підприємств зруйновано, інші значно зменшили виробництво, втратили доступ до експортного та внутрішнього ринку. Ще нещодавно найважливішими показниками розвитку галузі були є збереження та розширення експортних можливостей, забезпечення високого рівня конкурентоспроможності, економічні переваги за рахунок низької частки так званих «стратегічних витрат».

У той же час глобальні тенденції, такі як «міграція» виробництва в країни з нижчими витратами, підвищення операційної ефективності та стандартизація процесів позначаються на ефективності підприємств. В останні роки для промислового виробництва з'явилося нове обмеження – Паризька угода ООН від 2015 року зобов'язує країни не допустити підняття температури на Землі більше ніж на 2 градуси від рівня доіндустріального періоду. Метою кліматичної Паризької угоди є намагання до 2055–2080 років утримати зростання глобальної середньої температури значно нижче 2 °C порівняно з доіндустріальним рівнем. Ця концепція за сценарієм 2 °C (2DS) був прийнятий у Паризькій угоді відповідно до Рамкової конвенції ООН про зміну клімату (РКЗК ООН), яка вимагає обмеження глобального потепління в межах 2 градусів Цельсія над доіндустріальними температурами до кінця цього століття. Наразі поверхня Землі тепліша на приблизно 1,2 градуса. Тому тенденція декарбонізації виробництва сталі охоплює все більше галузей промисловості, зокрема і металургійне виробництво. В таких жорстких умовах перед металургійними підприємствами України постають проблеми не тільки фізичного відновлення після військової агресії РФ, але й оптимізації витрат і підвищення ефективності виробництва.

Мета, закладена в Паризької угоді, тобто нульові викиди приблизно в середині століття, змінила дебати про декарбонізацію важкої промисловості. До Парижа очікувалося, що до 2050 року сектори металургії, цементу та бетону, хімікатів та інших матеріалів скоротять абсолютні викиди приблизно вдвічі за допомогою таких заходів, як

енергоефективність, біопаливо та уловлювання та зберігання вуглецю. Однак також стає зрозуміло, що дуже низькі викиди у важкій промисловості технічно можливі за допомогою цілого ряду нових опцій, включаючи управління попитом, ефективність використання матеріалів і пряму й екологічну електрифікацію на основі водню виробництва первинних матеріалів, що сприяє падінню вартості відновлюваної електроенергії. Існуючі моделі, що використовуються для аналізу декарбонізації, зазвичай не відображають деталей, необхідних для повного розуміння варіантів зміни технологій. Тому необхідним є створення відповідної Стратегії, застосування системного моделювання та комплексного підходу для досягнення нульових викидів економічно обґрунтованими засобами [1].

Чорна металургія є однією з найбільш енергоємною галуззю у світі. Вона відповідальна за викиди 7-9 % загального антропогенного CO_2. Будучи енергоємною галуззю, важливо, щоб металургійний сектор досяг значного скорочення викидів вуглецю. За останні десятиліття металургійна промисловість знизила інтенсивність енергоспоживання на 60%, в результаті чого поточне виробництво чавуну та сталі працює близько до своїх термодинамічних меж. Однак, можливості для подальшого підвищення енергоефективності чорної металургії обмежені на рівні 15–20 %. Таким чином, лише підвищення енергоефективності не призведе до значних скорочень викидів CO_2, яких вимагає Паризька угода. Позитивні сценарії декарбонізації виробництва сталі передбачають, що металургійна промисловість зробить найбільший внесок у промислову декарбонізацію.

Метою статті є аналіз стратегічних аспектів технологічного розвитку металургійної промисловості та декарбонізації виробництва сталі на основі трансферу технологій і розробки теоретико-методологічних основ аналізу напрямів енергозбереження. Для вирішення поставленого завдання в статті використано системний підхід до аналізу взаємозв'язку технологій і факторів розвитку галузевих технологій.

Основні результати дослідження.

Враховуючи, що металургійні підприємства України в середньому працюють більше 50 років, розвиток технологічних систем металургійної промисловості необхідно розглядати в контексті еволюційної стратегії. Така стратегія повинна мати декілька рівнів реалізації, що передбачають [2]:

1. Мікрорівень – внутрішній корпоративний трансфер технологій. На цьому рівні інноваційний розвиток підприємств металургійної промисловості повинен спиратися, в основному, на власні інвестиційні ресурси (амортизаційні відрахування, частина чистого прибутку,

кредити), які підприємства можуть спрямувати на інвестиційне забезпечення інновацій у відповідності поточної економічної ситуації.

2. Галузевий рівень – передбачає налагодження зв'язків між підприємствами. Відсутність такої взаємодії шкідлива для промисловості, оскільки одна група технологій може принести користь іншим.

3. Макрорівень – передбачає формування єдиної промислово-технологічної політики щодо виробництва та використання матеріалів і технологій металургії, включаючи наукові дослідження, створення пілотних зразків обладнання, проектування продукції для різних галузей промисловості. У цьому контексті актуальним є широке залучення результатів фундаментальних і фундаментальних досліджень, інститутів національних академій наук, державних наукових центрів і вищих навчальних закладів для вирішення стратегічних науково-технологічних і виробничих завдань. На цьому рівні важлива роль належить створенню державної промислової політики.

Сучасне металургійне виробництво характеризується складними схемами переробки вхідної сировини. Відповідно до цього ключовим фактором слід вважати технологічний аспект як інструмент перспективного виживання і розвитку металургійної галузі України. У зв’язку з цим Стратегія декарбонізації промислового виробництва має передбачати:

– початкові політичні зобов’язання, щоб визначити можливості нульових викидів вуглецю на основі місцевих ресурсів;

– визначення переліку технологічних напрямів модернізації виробництва за умовами країни та їхня оцінка;

– дослідження технологічних процесів та підтримка створення пілотних установок для декарбонізації виробництва;

– використання державних ресурсів у реалізації процесів декарбонізації виробництва сталі та у закупівлі декарбонізованої продукції;

– законодавче забезпечення процесів декарбонізації виробничих процесів.

Математичну модель для оцінки ефективності трансферу технологій в рамках побудованої Стратегії можна представити у вигляді структурної схеми (рис. 1), в якій можна оцінити вплив вхідних векторів трансферу технологій.

Формалізацію завдання впровадження технології можна розглядати на основі таких основних рівнів:

наука – дослідження та розроблення технологій;

проєктування – розроблення технологічних рішень;

пілотні проєкти – зразки інноваційного обладнання;
виробництво – виготовлення обладнання;
обладнання – що передається по каналах трансферу технологій;
сировина – виробники сировини;
сумісники – товари та послуги;
споживачі – кінцеві споживачі товарів і послуг;
державна Стратегія розвитку промисловості;
Σ – Промислове підприємство.

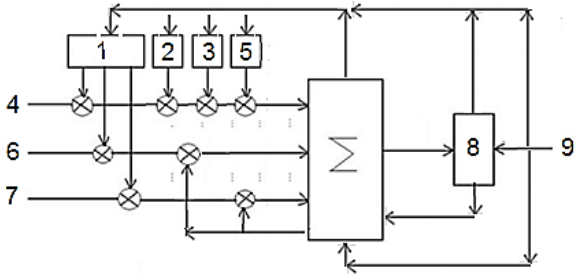


Рисунок 1 – Структурна схема математичної моделі для оцінки ефективності трансферу технологій в рамках Стратегії (створено авторами).

Перелік векторів трансферу технологій можна значно розширити за ступенем складності технології. Інтеграція цих векторів агентів у інноваційну мережу реалізує принцип технологічної платформи при розробці стратегічних планів досліджень і розробок у галузі виробництва сплавів і сталей різного призначення, технологій їх виробництва, обробки та реалізації з допомога всіх зацікавлених сторін; залучення додаткових державних, корпоративних і приватних фінансових та інших матеріальних ресурсів для проведення необхідних досліджень і розробок. Однак, слід враховувати зворотні зв'язки між векторами. Зміна одного вектору неминуче призведе до зміни інших, що передбачено структурною схемою виробництва. Наприклад, реалізуючи схему декарбонізації виробництва сталі за рахунок впровадження водневих технологій, слід враховувати, що це призведе не тільки до зменшення споживання вуглецю, а і різкого зростання потреби у електроенергії, на що сучасне виробництво може бути не готовим.

Основними завданнями технологічного розвитку впровадження інноваційних розробок у промисловість можна вважати вдосконалення та модернізація вже діючих підприємств та створення нових підприємств нового технологічного рівня. Тому ми повинні враховувати результати досліджень, які визначають перелік майбутніх

пріоритетів чорної металургії (екологія, технологічна зміна фізичної структури чорних металів, видалення та переробка відходів, технологія комп'ютерного прогнозування властивостей, моделювання та впровадження сучасних високопродуктивних виробничих процесів).

Системні інновації передбачають радикальну реінжиніринг існуючого пакету технологій, що призводить до фактичного створення нового виробництва (будівництва нового заводу). Наприклад, активно розвивається технологія виплавки металів без використання доменних печей. У свою чергу, спеціалізовані інновації передбачають конкретні технологічні зміни або зміни процесу управління (або групи процесів) в рамках пакету технологій. Стратегію технологічного розвитку металургії пропонуємо взаємопов'язано розглядати на наступних рівнях:

– внутрішньокорпоративний трансфер технологій. В умовах ринкових відносин інноваційний розвиток підприємств металургійної промисловості в основному повинен спиратися на власні інвестиційні ресурси (амортизаційні відрахування та частину чистого прибутку, яку підприємства можуть спрямовувати на інвестиційне забезпечення інноваційної діяльності);

– галузевий рівень: налагодження зв'язків між металургами, коли, наприклад, технології космічної металургії можуть навіть у разі неповного використання свого потенціалу дати значний ефект для відносно традиційних галузей металургії. Відсутність такої взаємодії шкідлива для промисловості, оскільки одна група технологій може принести користь іншим;

– формування єдиної промислово-технологічної платформи розробки, виробництва та використання матеріалів і технологій металургії. У цьому контексті актуальним є широке залучення результатів фундаментальних і фундаментальних досліджень інститутів національних академій наук, державних наукових центрів і вищих навчальних закладів для вирішення стратегічних науково-технологічних і виробничих завдань.

У світі 90 % первинного металу виплавляється у доменних печах, а структура виплавляння сталі докорінно змінилася протягом століття. В світі у 1980 році зникло виробництво сталі у агрегатах Бесемера, практично не виплавляється сталь у мартенах. Частка виплавляння сталі в конвертерах сягає 70 %, в електропечах – 25 %, сталі прямого відновлення –5% (рис. 2).

Прогнозується, що структура виплавляння сталі до 2050 року зміниться докорінно (рис. 3). Частка виплавляння сталі в конвертерах зменшиться до 40 %, виплавляння сталі в електропечах збільшить до 60 %.



Рисунок 2 – Зміна частки видів сталі за термін 1860-2020 роки (створено авторами з використанням прогнозних даних світових експертів).

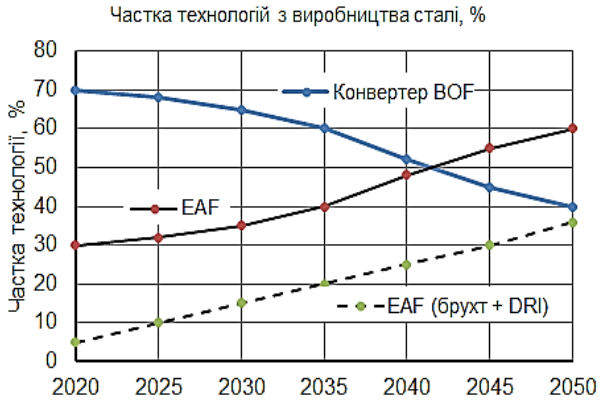


Рисунок 3 – Прогнозована зміна частки технологій виробництва сталі за термін 2020-2050 роки. (створено авторами з використанням прогнозних даних світових експертів).

Існує кілька стратегій, за допомогою яких можна зменшити викиди парникових газів у металургійній промисловості.

Сучасні засоби зменшення витрат вуглецю та декарбонізації в чорній металургії:

– застосування відомих та доступних енергозбережних технологій виробництва металопродукції;

– уловлювання, збереження та використання оксидів вуглецю CO та CO_2 за технологіями CCS та CCS/U;

– перехід металургійних заводів на схему відновлене залізо DRI і виплавка сталі в електродуговій печі (схема DRI+EAF);

– застосування технології прямого відновлення оксидів заліза (з використанням водню та біогазу;

– виробництво екологічно чистої сталі за рахунок використання екологічно чистої електроенергії;

– відновлювальна плавка;

– плазмова плавка на основі водню;

– електроліз;
– заміна палива на безвуглецеве (біогаз чи біомасу);
– перехід на «зелений» водень замість «сірого» водню (з природного газу);
– вторинна переробка металобрухту;
– розглянемо декілька з зазначених вище технологій.

Технологія BF-BOF.

Традиційний інтегрований завод за технологією BF-BOF використовує процеси агломерації, коксові печі, доменні печі, блоки розділення повітря, кисневі конвертери, агрегати лиття та прокатки. Викиди CO_2 за цією технологією складають 1,8-2,2 т CO_2/т сталі. Традиційне інтегроване виробництво сталі на основі доменної печі (BF-BOF) є нині переважаючим виробничим маршрутом, на який припадає 74 % світового виробництва сирої сталі. Хоча виробництво сталі за схемою BF-BOF призводить до високого споживання енергії та викидів парникових газів у металургійній промисловості, вона належить до однієї з ефективних щодо виробництва металу. Аналіз удосконалених BF-BOF технологій показує, що доменні піч ще не використала свої можливостей щодо зменшення викидів CO_2 і, вочевидь, буде широко використовуватися надалі в усьому світі в середньо- та довгостроковій перспективі Але прогнозується, що до 2050 року традиційна технологія доменної плавки з використанням коксу буде замінена на технологію з використання воднюю (рис. 4.) [3].

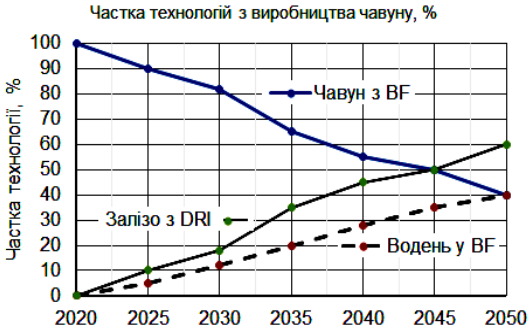


Рисунок 4 – Прогнозована частка технологій з виробництва чавуну до 2050 року (створено авторами з використанням прогнозних даних світових експертів, зокрема [3].

Однак, собівартість виплавляння чавуну в BF залежить від багатьох факторів, таких як: підготовка металізованої сировини (спікання, брикетування), якість коксу, температура гарячого дуття, технічний стан вогнетривкої футеровки і системи охолодження, технологічний рівень вимірювального обладнання, зовнішні умови, які опосередковано впливають на безперебійність роботи печі, наприклад

ситуація на ринку, тощо. Тому важливо розглянути можливі технології, що можуть сприяти прогресу декарбонізації у металургійній галузі.

Потенціал енергозбереження та скорочення викидів парникових газів може бути реалізований за рахунок використання наступних найкращих доступних технологій [4] доменного виробництва.

Використання руди та шихтових матеріалів високої якості (Технологія зменшить викиди CO_2 на 15-80 кг/т чавуну).

Вдування пиловидного вугілля ПВП (Якщо на світовому рівні застосовувати пиловугільне паливо 180 кг/т чавуну, можливо зменшити викиди CO_2 на 10 млн. тонн).

Турбіни для використання тиску колошникового газу (Потенціал зниження викидів CO_2 в усьому світі складає 10 Мт/рік).

Підвищення тиску в доменній печі на > 0,5 бар (Зниження викидів внаслідок зменшення споживання енергії).

Контроль процесу доменної плавки за рахунок використання математичних моделей (Викиди може бути зменшено на 22,6 кг CO_2/т чавуну).

Рекуперація тепла від доменних печей (За глобального застосування цієї технології, викиди CO_2 можливо потенційно скоротити на 20 млн. тонн щорічно).

Підвищена температура гарячого дуття понад 1000^0C (Економія енергії призведе до зменшення викидів парникових газів).

Ін'єкція коксового газу КГ у ДП (Зменшення викидів парникових газів та зменшення спалювання КГ).

Ін'єкція природного газу ПГ у ДП (Зниження викидів 54,9 кг CO_2/т чавуну за введенням 140 кг ПГ / т чавуну).

Поліпшення відновлення доменного газу (Викиди можливо зменшити на 4,0 кг CO_2/т чавуну).

Сухе очищення доменного газу (Збільшує потужність систем пиловидалення на 30% у порівнянні з пиловловлюванням у вологому стані).

Ін'єкція пластикових відходів (Кожна тонна пластмас буде мати викиди CO_2, аналогічні викидам при використанні 750 кг коксу).

Ін'єкція окислених відпрацьованих олій (Економія коксу становить близько 15 кг/т чавуну).

Використання біомаси в ДП (Біомаса є нейтральною для CO_2, якщо супроводжується суворими умовами її виробництва).

Агломерат з вмістом вуглецевих композитних сумішей (При додаванні 30% вуглецю кількість доменного коксу може бути зменшено на 30%).

Використання брикетованого вугілля (Викиди парникових газів становлять 0,30-0,55 т CO_2/т сталі порівняно з 0,92 т CO_2/т сталі при

виробництві з вугіллям).

Рециклінг колошникового газу ДП (Економія 26% коксу, скорочення викидів CO_2 на 15%).

Використання тепла шлаку ДП (Зменшення викидів CO_2 є можливим за адекватним використанням тепла).

Серед передових технологій найкращі результати з економії енергоресурсів і зниженні викидів CO_2 у доменному виробництві досягаються при реалізації енергозберігаючої технології ГВГ (гарячі відновлювальні гази). Забезпечується зниження витрати коксу на 30% на 1 тонну чавуну. Витрати природного газу повністю виключаються.

Технологія доменної плавки з рециркуляцією верхнього газу (TGR).

В досліджені [5] було обрано два варіанти реалізації технології «енергія-газ», а також киснево-доменну піч і найкращі технології рециркуляції газу. Ця інтеграція ґрунтується на трьох стратегіях: перетворення доменної печі (ДП) на киснево-паливний процес, рециркуляція доменного газу (ДП) назад у саму доменну піч та використання процесу метанізації для генерації CH_4 і також введення його в BF. Ці значення підкреслюють важливість проведення майбутніх досліджень щодо впровадження уловлювання вуглецю та перетворення електроенергії на газ у промисловому секторі.

Технологія з киснево-паливним спалюванням і рециркуляцією верхнього газу (TGR) полягає в рециркуляції вихідних газів (головним чином CO_2, CO та H_2) назад у доменну піч (BF) для зменшення споживання коксу, що призвело до того, що кінцевий доменний газ містить менше N_2. Введення коксу в доменну піч було частково замінено синтетичним метаном. Частину доменного газу рециркулювали у BF, а іншу частину направляли на установку виробництва електроенергії. Тут викиди BF були використані для отримання синтетичного метану шляхом поєднання їх з H_2 з низькотемпературного електролізера (потік 182). Таким чином, була встановлена безперервна переробка CO_2.

За даними [5], загальні викиди CO_2 на інтегрованому заводі склали 1718 кг/т сталі, причому основним джерелом викидів є BF (1368 кг/т сталі). Викиди CO_2 доменної печі можуть коливатися від 1270 до 1550 кг/т сталі, а загальні викиди досягають 2200 кг/т сталі. Зниження викидів CO_2 за будь-якої з двох згаданих технологій склало 8%, при цьому скорочення використання вугільного палива склало 12,8%.

Технологія H_2-BF (рис. 5).

Маршрут BF-BOF забезпечує 60% виробництва сталі в Європі. Більшість викидів припадає на доменну піч і коксохімічний завод. H_2-BF має потенціал для зменшення викидів як на коксохімічному заводі, так і на доменній печі, оскільки він зменшує кількість необхідного вугілля та

утворює воду лише після реакції із залізною рудою замість вуглекислого газу. Сьогодні найпоширенішими допоміжними відновниками є пиловугільний порошок (PC), нафта, природний газ або їх комбінація, усі вони утворюють CO_2. Проведені експериментальні дослідження доменної плавки показують, що пряме використання водню у діючих BF має ефективність зниження викидів CO_2 на рівні 20 % [6].

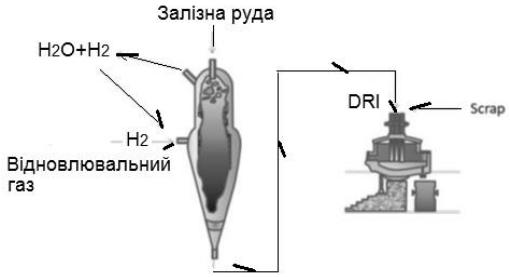


Рисунок 5 – Принципова технологічна схема процесу DRI-EAF для виробництва сталі (за матеріалами [7]).

Щоб зменшити інтенсивність викидів вуглецю все більше країн і регіонів запускають власні програми виробництва сталі з низьким вмістом вуглецю. Одна з цих стратегій з декарбонізації металургійної промисловості полягає в тому, щоб додати до виробничих потужностей окремий блок уловлювання CO_2, заснований на різних методах уловлювання CO_2. На рис. 6 наведено прогнозовані викиди CO_2 за різними технологіями доменної плавки. Модернізація BF-BOF системою уловлювання та зберігання вуглецю після згоряння (BF-BOF-CCS) може зменшити викиди до 60 %, але цього недостатньо для досягнення довгострокових цілей (рис. 6).

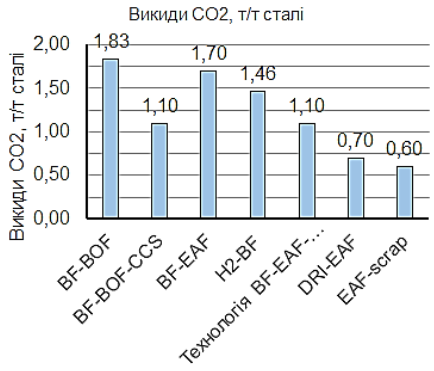


Рисунок 6 – Прогнозовані викиди CO_2 за різними технологіями доменної плавки (створено авторами з використанням прогнозних даних світових експертів, зокрема [4, 6].

Технології DRI-EAF для виробництва сталі.

Технологія DRI-EAF включає процес відновлення DRI на основі вугілля та процес відновлення DRI на основі газу з подальшою

виплавкою продукту DRI у EAF. Під час процесу для отримання суміші відновних газів, включаючи високу концентрацію H_2 і деяку кількість CO, зазвичай використовуються природний газ (NG) і гази, що відходять від металургійних агрегатів.

Нині в процесі DRI в основному використовує NG, на який в даний час припадає понад 90% загального річного виробництва DRI. Щоб зменшити викиди CO_2 і реалізувати сталий розвиток металургійних заводів, у наступному передбачається подальше підвищення частки водню в суміші газів а у перспективі використовувати чистий водень, що є тенденцією розвитку технології DRI у майбутньому [5].

Одним з варіантів розвитку процесів DRI є технологія Midrex. Розробники представили дві модифікації процесу Midrex NG, які використовують частково або повністю водень як відновний газ, що забезпечить 3-етапний перехід до водневої економіки [8]. Технолгія Midrex є досить гнучка, щоб дозволити змінювати джерело енергії з плином часу та врахувати ймовірні коливання доступності водню. Пропонується декілька кроків до реалізації технології:

Крок 1. Будівництво заводу за технологією Midrex NG і негайно скористатися перевагами скорочення викидів CO_2.

Крок 2: Поступове збільшення вмісту водню у відновлювальному газі до 30% водню, коли він стане більш доступним.

Крок 3: Перевід установки Midrex на технологічну схему Midrex H_2, щоб скористатися всіма перевагами водневої технології, коли водень стане широко доступним і економічно ефективним. Цей підхід дає можливість «виграти час», мінімізуючи технологічні ризики [9].

Отже, дослідження кінетики відновлення відновлення оксиду заліза з використанням газових сумішей, що містять H_2, є необхідним для розробки стратегій підвищення ефективності відновлення та продуктивності зі зниженим виділенням CO_2 [10].

Один з варіантів технологічної схеми технології DRI-EAF для виробництва сталі наведено на рис. 6 [7].

Пряме відновлення на основі водню (H2-DRI) може бути майже без викидів CO_2, якщо працювати з воднем з відновлюваної електроенергії [11].

Технологія SALCOS.

Технологія SALCOS базується на виробництві сталі DRI-EAF на основі водню. Проект, пов'язаний з проектом GrInHy, що передбачає виробництво зеленого промислового водню. Винахідники Salzgitter AG, Fraunhofer. очікують скорочення CO_2 на 82% CO_2 при роботі з 55% H_2; 95% CO_2 при роботі зі 100% H_2 порівняно з поточним виробництвом BF-BOF.

Технологія SUSTEEL, заснована на виробництві сталі DRI-EAF на

основі водню (водневе плазмове відновлення: процес HPSR). Проект пов'язаний з водневою технологією майбутнього H_2. Авторами винаходу є Voestalpine Group, K1-MET Metallurgical Competence Center, Primetals, MUL.

Гібридний процес "Hybrit"

Шведські компанії SSAB, LKAB і Vattenfall, розпочало проект під назвою "Hybrit" («Воднева революційна технологія виробництва чавуну») [12, 13]. В технології нового покоління використовується водень, який видаляє кисень із залізної руди з виділенням водної пари замість вуглекислого газу, що є найбільш суттєвою перевагою. Поки що немає рішення щодо того, яку технологію виробництва водню використовуватимуть, але експерименти вже продемонстрували зниження витрат на його виробництво до 40%. Технологія передбачає значну участь шведської держави, яка володіє частинами компаній і надала фінансування через Шведське енергетичне агентство. Таким чином, ідея процесу Hybrit повністю стає екологічною сталлю. Процес Hybrit відноситься до кількох досягнень, які включають використання водню як відновника, причому водень генерується шляхом електролізу. Передбачається, що пілотна фаза буде завершена в 2025 році, після чого відбудуться випробування на демонстраційних установках між 2025 і 2035 роками. За словами Hybrit, для промислового заводу знадобиться система електролізу потужністю 1 ГВт [14].

Продукти гарячого прямого відновлення DRI (пряме відновлене залізо) або «губчасте залізо», яке подається в конвертерний конвертер або EAF, змішується з відповідною кількістю брухту. Конкретна частка суміш поки що не була виконана в бізнес-масштабі, але варіанти компонування DRI-scrab було випробувано. Проте, ключові труднощі все ще залишаються.

Процес ISF.

ISF – шахтна доменна піч з горизонтальним поперечним перерізом за формою, близькою до овалу. Завантаження для ISF – це гарячий агломерат (~300 °C), який завантажується безпосередньо з агломераційної нитки, попередньо нагрітий кокс (~800 °C), гаряче повітря (~1000 °C) і іноді кисень (для підвищення продуктивності). Кокс спалюється перед фурмами, а газ, що утворюється, забезпечує тепло і окис вуглецю, необхідні для відновлення оксидів заліза. Моделювання процесу в шахтній печі, такій як ISF, потребує уваги до її складності, яка полягає в одночасному співіснуванні трьох агрегатних станів рідкої, твердої та газової фаз, між якими відбуваються фізико-хімічні процеси. Спостереження за піччю вказує на її неоднозначну роботу з точки зору масо- і теплообмінних процесів, тому математичне моделювання може допомогти в розумінні та висвітленні недоліків технології ISF.

Шахтні печі.

Однією з переваг використання шахтних печей є можливість застосовувати водень в якості відновника оксидів заліза. Збагачення воднем дуття в закритому об'ємі діючих шахтних печей дозволяє на 10-20 % скоротити викиди вуглецю. А лабораторні дослідження показують, що теоретично ефективність прямого відновлення водневої металургійної шахтної печі може досягати 50%~98%, що є ключовим напрямком досліджень і розробок. Проте промислова технологія ще не готова [15].

Технології CCS та CCS/U.

Уловлювання вуглецю є однією з найбільш перспективних альтернатив для досягнення цієї мети. Більше того, якщо утилізація вуглецю шляхом перетворення електроенергії на газ буде інтегрована з уловлюванням вуглецю, інтерес до цієї альтернативи в металургійному секторі може значно підвищитися [16]. Уловлювання та зберігання вуглецю (CCS), ймовірно, зіграє певну роль у декарбонізації сталеливарного сектору. CCS можна використовувати безпосередньо на сталеливарному заводі. Викиди можна мінімізувати найшвидше шляхом впровадження CCS у доменні печі та конвертери якомога раніше. Більшість експертів бачать найбільший потенціал зниження викидів парникових газів у застосуванні технологій уловлювання, збереження та використання CO_2, розвитку відновлюваної енергогенерації, заміщення викопних видів палива «зеленими», збільшення парку електротранспорту. Відповідно, ці ж напрями вимагатимуть і найбільших обсягів інвестицій. Найближчим часом найбільш реалістичним виглядає активний розвиток відновлюваної енергетики. Її технології вважаються найбільш розвиненими та готовими для використання.

Сталеплавильні процеси.

Основні процеси виробництва сталі в металургійній промисловості базуються на трьох етапах: підготовка сировини, виробництво чавуну, потім виробництво сталі. Виробництво сталі має дві основні технології: BOF (основний конвертер) і більш сучасний EAF (електрична дугова піч. Усі ці процеси можна завершити багатьма різними типами сталі для конкретних потреб. Проте металургійні технології поки що залежать від подібної фундаментальної основи, як перший процес Бессемера, який використовує кисень для зниження вмісту вуглецю в залізі.

Є декілька перспективних технологічних розробок в сталеплавильній промисловості.

Органічний цикл Ренкіна (ORC) має той самий принцип роботи, що й цикл Ренкіна, але ORC залежить від роботи турбогенератора. Він перетворює теплову енергію в механічну і, нарешті, електричну.

Різниця полягає в тому, що технологія ORC не створює пару з води, а випаровує природну рідину. Таким чином, він забезпечує більш повільний оберт турбіни, знижує тиск і відсутність стирання металевих частин. Ця система може виробляти достатньо енергії з теплових відходів сталеплавильного виробництва, крім того, вуглецевий слід технології зменшується, при цьому зменшується потреба у воді для систем охолодження [17-20].

Струминний процес.

Одним із останніх досягнень у технології конвертерного виробництва є струминний процес – інноваційний спосіб збільшення кількості брухту та гарячебрикетованого заліза прямого відновлення (HBI) у конвертерному виробництві сталі. Внутрішня енергія утворюються під час етапу продування киснем, що дозволяє подавати приблизно 20% брухту в конвертери. Зовнішня подача енергоносіїв дозволяє довести показник до 30%. Цю додаткову потужність зазвичай можна отримати за допомогою електроенергії або вугілля [21].

Струминний процес призначений для більш ефективного та рентабельного використання хімічної енергії вугілля в конвертері. Висока адаптивність системи полегшує впровадження технології. Гіпотетично, за допомогою цієї адаптивної процедури можливо переробляти до 100 % металобрухту. До 30% витрат на брухт додавати вугілля не потрібно. Доцільно згадати, що таку технологію ще 1 60-ті роки досліджували в Інституті чорної металургії НАН України, але тоді тще не склалися умови для промислового її впровадження [22].

Електроліз розплавлених оксидів.

Електроліз розплавленого оксиду (Molten Oxide Electrolysis) [21] – це нетрадиційна електрометалургійна система, яка дозволяє швидко отримувати метал у рідкому стані з оксидної сировини (рис. 7). Це обіцяє значне спрощення всього процесу та мінімізацію істотної потреби в енергії. Доведено, що в електролізі розплавлених оксидів використовуються анодні матеріали, якими є графіт для використання з феросплавами та титан та іридій для використання із залізом. Для виробництва металу без технологічного вуглецю необхідно подолати кілька проблем, таких як температура процесу, корозія металів з урахуванням умов електролізу та стирання вогнетривких матеріалів [22-26].

Тим не менш, процес пропонує виняткові властивості з точки зору застосовності до багатьох металів, а також високотемпературних операцій для отримання рідкого металу. Огляд транспортних властивостей розплавлених оксидів показує, що безпрецедентний вихід можна передбачити як багатообіцяючу функцію для тоннажного виробництва в сталеливарній промисловості.

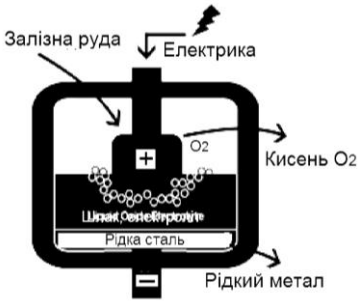


Рисунок 7 – Принципова схема електроліз розплавленого оксиду [17].

Досягнення електролізу розплавлених оксидів створені в Массачусетському технологічному інституті. Лабораторія професора Дональда Р. Садовая довела, що можна виробляти сталь без викидів, виробляючи недорогий інертний анод у лабораторних масштабах за допомогою NASA, Американського інституту чавуну та сталі та Центру Дешпанде в MIT. Дивлячись на стан технології електродних матеріалів, здається, що кількісні критерії проектування як для катода, так і для анода продовжують розроблятися [17].

Перелік напрямків наукових досліджень, що можуть зацікавити вітчизняних та іноземних замовників.

Розробка параметрів для різних процесів виробництва металопродукції на основі програмного моделювання для реалізації компонентів воєнного та космічного застосування зі спеціальними сплавами

Проектування та аналіз композитних конструкцій на основі системного та багатомасштабного моделювання.

Конструювання через моделювання металургійних сплавів та їх обробка.

Розробка та оптимізація параметрів процесу декарбонізації виробництва сталі.

Розвиток інноваційних процесів та розробка їх техніко-економічних параметрів.

Проектування та розробка промислових датчиків і систем, що домагають розробленню критеріїв для управління технологічними процесами виробництва металопродукції .

Управління технологіями, координація промисловості, управління інтелектуальною власністю, технічна документація та інформаційно-пропагандистська діяльність.

Розробка та науково-технічний супровід виробництва виробів для широкого застосування, військової та космічної техніки.

Неруйнівний контроль, оцінка та аналіз металічних матеріалів з використанням традиційних і передових методів.

Проведений аналіз свідчить, що розробки з декарбонізації виробництва сталі нині ще не досягли рівня, який вимагає значного скорочення викидів CO_2. Перспектива створення інноваційних технологій пов'язана з використанням водню у металургійному виробництві. Але рішення, які пропонують закордонні компанії, не завжди можливо застосувати для металургійного виробництва України, вони вимагають наукового опрацювання та адаптації до умов України, в тому числі, з урахуванням енергобалансу підприємств, сировинних умов, рівня технології та конкурентоспроможності металопродукції, наявності енергоносіїв. Тому для умов України важливим є орієнтація наукових розробок на створення процесів декарбонізації виробництва сталі та розроблення відповідної комплексної Стратегії на середньо-строкову та довгострокову перспективу.

Нині в Україні склалася стратегічна ситуація, що передбачає відновлення порушених війною РФ металургійних підприємств. Попередньо передбачено використання технологій DRI-EAF [27]. Тому перед наукою України постає завдання виявити позитивні та негативні сторони цієї технології за запропонувати оптимальні рішення щодо енергетичних параметрів та особливостей технології відповідно до конкретних умов України.

Висновки

Визначено умови, яким повинна відповідати загальна Стратегія декарбонізації виробництва сталі. В Україні необхідно розробити власну концепцію зменшення викидів CO_2 з урахуванням збереження конкурентоспроможності продукції. Тому дуже важливо оцінити та проаналізувати напрями скорочення викидів CO_2 в металургії країни та за кордоном для подальшої зменшення викидів діоксиду вуглецю стосовно до існуючих і перспективних умов функціонування металургійних підприємств України.

У зв'язку з цим Стратегія декарбонізації промислового виробництва має передбачати:

– початкове політичне зобов'язання, щоб визначити можливості нульових викидів вуглецю на основі місцевих ресурсів;

– підвищення оцінки матеріаломісткості ПГ за допомогою ціноутворення на ПГ або регулювання;

– дослідження технологічних процесів та підтримка створення пілотних установок для декарбонізації виробництва;

– використання державних ресурсів у закупівлі декарбонізованої продукції;

– законодавче забезпечення процесів декарбонізації виробничих процесів.

Перелік посилань

1. Bataille C., Nilsson L. J., Jotzo F. Industry in a net-zero emissions world: New mitigation pathways, new supply chains, modelling needs and policy implications. *Energy and Climate Change.* 2021. Vol. 2, 100059. https://doi.org/10.1016/j.egycc.2021.100059

2. Omelyanenko V. Analysis of strategycal aspects of technology transfer in metallurgy. Metallurgical and Mining Industry. 2015. № 12. P. 394-397. https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2015_12/061 Omelyanenko.pdf

3. Environmental impact evaluation of an iron and steel plant in China: Normalized data and direct/indirect contribution / T. Liang et al // *Journal of Cleaner Production*. 2020. Vol. 264, 121697. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.121697

4. Best Available Techniques (BAT) Reference Document for Iron and Steel Production. Industrial Emissions Directive 2010/75/EU. Integrated Pollution Prevention and Control. URL: https://publications.jrc.ec.europa.eu/repository/handle/JRC69967

5. CO_2 Recycling in the Iron and Steel Industry via Power-to-Gas and Oxy-Fuel Combustion / J. Perpiñán et al // *Energies.* 2021. Vol. 14. Issue 21, 7090. https://doi.org/10.3390/en14217090

6. Cavaliere P. *Hydrogen Assisted Direct Reduction of Iron Oxides*. Springer Cham, 2022. 399 p. https://doi.org/10.1007/978-3-030-98056-6

7. The retardation kinetics of magnetite reduction using H_2 and H_2–H_2O mixtures / W.-H. Kim et al // *International Journal of Hydrogen Energy*. 2013. Vol. 38, Issue 10, P. 4194-4200, https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2013.01.147

8. World direct reduction statistics. Midrex Technologies, Inc. 2007. URL: www.midrex.com

9. Decarbonization scenarios for the iron and steel industry in context of a sectoral carbon budget: Germany as a case study / C. Harpprecht et al // *Journal of Cleaner Production*. 2022. Vol. 380, Part 2, 134846. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2022.134846

10. Influence of H_2–H_2O Content on the Reduction of Acid Iron Ore Pellets in a CO–CO_2–N_2 Reducing Atmosphere / A. Abdelrahim et al // *ISIJ International*. 2020, Vol. 60. Issue 10. P. 2206-2217. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2019-734

11. Techno-economic evaluation of innovative steel production technologies / M. Fischedick et al// *Journal of Cleaner Production*. 2014. Vol. 84. P. 563-580. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.05.063

12. Hydrogen steelmaking for a low-carbon economy. A joint LU-SEI working paper for the HYBRIT project. Stockholm Environment Institute: Stockholm, 2018. https://www.sei.org/wp-content/uploads/2018/09/hydrogen-steelmaking-for-a-low-carbon-economy.pdf/

13. En:fomer (23 November 2023). We've climbed the foothills, now let's tackle the mountain. URL: https://www.en-former.com/en/weve-climbed-the-foothills-now-lets-tackle-the-mountain/

14. Бєлоусова К. У Швеції проєкт HYBRIT може забезпечити "зелену революцію" у металургії (Дата звернення: 12 Серпня 2022). https://ecopolitic.com.ua/ua/news/u-shvecii-proiekt-hybrit-mozhe-zabezpechiti-zelenu-

revoljuciju-u-metalurgii/

15. Development and progress on hydrogen metallurgy / J. Tang et al /. *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*, 2022. Vol. 27. Issue 6. P. 713-723. https://doi.org/10.1007/s12613-020-2021-4

16. Plaza M. G., Martínez S., Rubiera F. CO_2 Capture, Use, and Storage in the Cement Industry: State of the Art and Expectations. *Energies*. 2020, Vol. 13. Issue 21, 5692. https://doi.org/10.3390/en13215692

17. YENA Engineering. 4 Latest Technologies in Steel Industry. URL: https://yenaengineering.nl/4-latest-technologies-in-steel-industry/

18. The ORC Technologyh. 2023. URL: https://www.turboden.com/turboden-orc-technology/1062/the-orc-technology

19. Organic Rankine cycle. 2023. URL: https://en.wikipedia.org/wiki/Organic_Rankine_cycle

20. Organic Rankine cycle. CoolScienceVideos. URL: https://www.youtube.com/watch?v=jU2AlRRlQDc

21. Converter carbon steelmaking – boost your competitive edge with full-line solutions from the process inventor. (2023). Primetals Technologies Jet Process. 2023. URL: https://www.primetals.com/portfolio/steelmaking/converter-carbon-steelmaking/

22. Определение показателей кислородно-конвертерной плавки при переходе на малошлаковые технологии / В. П. Корченко и др. // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2004. Вып. 9. С. 97–106

23. Molten Oxide Electrolysis (MOE) for Steelmaking. 2023. URL: https://www.bostonmetal.com/moe-technology/

24. Temple J. A new way to make steel could cut 5% of CO_2 emissions at a stroke. *MIT Technology review*. 24 September 2018. URL: https://www.technologyreview.com/2018/09/24/2024/this-mit-spinout-could-finally-clean-up-steel-one-of-the-globes-biggest-climate-polluters/

25. Journal of The Electrochemical Society. URL: http://jes.ecsdl.org/content/162/1/E13.full

26. Allanore A., Yin L., Sadoway D. A new anode material for oxygen evolution in molten oxide electrolysis. Nature. 2013. Vol. 497. P. 353-356. https://doi.org/10.1038/nature12134

27. Григорій Бондар. Декарбонізація металургії стане можливою в Україні завдяки меморандуму "Метінвесту" з SMS group. URL: https://www.unian.ua/ecology/dekarbonizaciya-virobnictva-stali-ta-chavunu-stane-mozhlivoyu-v-ukrajini-zavdyaki-memorandumu-mizh-metinvestu-z-sms-group-11643385.html

References

1. Bataille, C., Nilsson, L. J., & Jotzo, F. (2021). Industry in a net-zero emissions world: New mitigation pathways, new supply chains, modelling needs and policy implications. *Energy and Climate Change*, 2, 100059. https://doi.org/10.1016/j.egycc.2021.100059

2. Omelyanenko V. (2015). Analysis of strategycal aspects of technology transfer in metallurgy. *Metallurgical and Mining Industry*, (12), 394-397. https://www.metaljournal.com.ua/assets/Journal/english-edition/MMI_2015_12/061 Omelyanenko.pdf

3. Liang, T., Wang, S., Lu, C., Jiang, N., Long, W., Zhang, M., & Zhang, R. (2020). Environmental impact evaluation of an iron and steel plant in China: Normalized data and direct/indirect contribution. *Journal of Cleaner Production*, 264, 121697. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.121697

4. Best Available Techniques (BAT) Reference Document for Iron and Steel Production. Industrial Emissions Directive 2010/75/EU. Integrated Pollution Prevention and Control. (2012). https://publications.jrc.ec.europa.eu/repository/handle/JRC69967

5. Perpiñán, J., Bailera, M., Romeo, L. M., Peña, B., & Eveloy, V. (2021). CO_2 Recycling in the Iron and Steel Industry via Power-to-Gas and Oxy-Fuel Combustion. *Energies*, 14(21), 7090. https://doi.org/10.3390/en14217090

6. Cavaliere, P. (2022). *Hydrogen Assisted Direct Reduction of Iron Oxides*. Springer Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-030-98056-6

7. Kim, W.-H., Lee, S., Kim, S.-M., & Min, D.-J. (2013). The retardation kinetics of magnetite reduction using H2 and H_2–H_2O mixtures. *International Journal of Hydrogen Energy*, 38(10), 4194-4200, https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2013.01.147

8. World direct reduction statistics. (2007). Midrex Technologies, Inc. https://www.midrex.com

9. Harpprecht, C., Naegler, T., Steubing, B., Tukker, A., & Simon, S. (2022). Decarbonization scenarios for the iron and steel industry in context of a sectoral carbon budget: Germany as a case study. *Journal of Cleaner Production*, 380, Part 2, 134846. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2022.134846

10. Abdelrahim, A., Iljana, M., Omran, M., Vuolio T., Bartusch, H., & Fabritius, T. (2020). Influence of H_2–H_2O Content on the Reduction of Acid Iron Ore Pellets in a CO–CO_2–N_2 Reducing Atmosphere. *ISIJ International*, 60(10), 2206-2217. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2019-734

11. Fischedick, M., Marzinkowski, J., Winzer, P., & Weigel, M. (2014). Techno-economic evaluation of innovative steel production technologies, *Journal of Cleaner Production*, 84, 563-580. https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.05.063.

12. Hydrogen steelmaking for a low-carbon economy. A joint LU-SEI working paper for the HYBRIT project. (2018). Stockholm Environment Institute. https://www.sei.org/wp-content/uploads/2018/09/hydrogen-steelmaking-for-a-low-carbon-economy.pdf/

13. En:fomer (23 November 2023). We've climbed the foothills, now let's tackle the mountain. https://www.en-former.com/en/weve-climbed-the-foothills-now-lets-tackle-the-mountain/

14. Bielousova, K. (12 August 2022). U Shvetsii proiekt HYBRIT mozhe zabezpechyty "zelenu revoliutsiiu" u metalurhii [In Sweden, the HYBRIT project can bring about a "green revolution" in metallurgy]. [in Ukrainian] https://ecopolitic.com.ua/ua/news/u-shvecii-proiekt-hybrit-mozhe-zabezpechiti-zelenu-revoljuciju-u-metalurgii/

15. Tang, J., Chu, M.-S., Li, F., Feng, C., Liu, Z.-G, & Zhou, Y.-S. (2022). 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

16. Plaza, M. G., Martínez, S., Rubiera, F. (2020). CO_2 Capture, Use, and Storage

in the Cement Industry: State of the Art and Expectations. *Energies*, 13(21), 5692. https://doi.org/10.3390/en13215692

17. YENA Engineering. 4 Latest Technologies in Steel Industry. https://yenaengineering.nl/4-latest-technologies-in-steel-industry/

18. The ORC Technologyh. (2023). https://www.turboden.com/turboden-orc-technology/1062/the-orc-technology

19. Organic Rankine cycle. (2023). https://en.wikipedia.org/wiki/Organic_Rankine_cycle

20. Organic Rankine cycle. CoolScienceVideos. https://www.youtube.com/watch?v=jU2AlRRlQDc

21. Converter carbon steelmaking – boost your competitive edge with full-line solutions from the process inventor. (2023). Primetals Technologies. https://www.primetals.com/portfolio/steelmaking/converter-carbon-steelmaking/

22. Korchenko, V. P., Tuboltcev, L. G., Poliakov, V. F., Padun, N. I., & Semykina, T. S. (2004). Opredelenie pokazatelei kislorodno-konverternoi plavki pri perekhode na maloshlakovye tekhnologii. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 9, 97–106

23. Molten Oxide Electrolysis (MOE) for Steelmaking. (2023). https://www.bostonmetal.com/moe-technology/

24. Temple, J. (24 September 2018). A new way to make steel could cut 5% of CO2 emissions at a stroke. *MIT Technology review*. URL: https://www.technologyreview.com/2018/09/24/2024/this-mit-spinout-could-finally-clean-up-steel-one-of-the-globes-biggest-climate-polluters/

25. Journal of The Electrochemical Society. URL: http://jes.ecsdl.org/content/162/1/E13.full

26. Allanore, A., Yin, L., & Sadoway, D. (2013). A new anode material for oxygen evolution in molten oxide electrolysis. *Nature*, 497, 353-356. https://doi.org/10.1038/nature12134

27. Bondar, H. (15 Desember 2021). Dekarbonizatsiia metalurhii stane mozhlyvoiu v Ukraini zavdiaky memorandumu "Metinvestu" z SMS group [in Ukrainian]. UNIAN: informatsiine ahentstvo. https://www.unian.ua/ecology/dekarbonizaciya-virobnictva-stali-ta-chavunu-stane-mozhlivoyu-v-ukrajini-zavdyaki-memorandumu-mizh-metinvestu-z-sms-group-11643385

L. G. Tuboltsev[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9540-3037
O. L. Chaika[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-1678-2580
O. I. Babachenko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7501-4173

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

PROSPECTS OF TECHNOLOGICAL DEVELOPMENT OF METALLURGICAL PRODUCTION IN UKRAINE DUE TO THE USE OF NEW TECHNOLOGIES

Abstract. The development of directions for decarbonization of steel production with the aim of increasing energy efficiency and improving environmental indicators by reducing carbon dioxide emissions is an urgent and promising task of today's world

metallurgy. In recent years, a new constraint has appeared on industrial production – the 2015 UN Paris Agreement requires countries to ensure the transition to steel production with limited or zero carbon dioxide (CO_2) emissions in order to reduce the impact of industry on the environment. The purpose of the article is to analyze the strategic aspects of the technological development of the metallurgical industry and the decarbonization of steel production on the basis of technology transfer and the development of theoretical and methodological bases for the analysis of energy saving directions. The work presents the results of the analysis of directions for reducing carbon dioxide emissions and reducing carbon consumption in metallurgical production due to the improvement of existing and the introduction of innovative technologies. The results of theoretical and experimental research on reducing CO_2 emissions conducted in the world and in Ukraine are presented. The world leaders in the development of technical and technological solutions for reducing CO_2 emissions in metallurgical production are the companies of most industrialized countries. Examples of new technologies that reduce CO_2 emissions are given. It is shown that developments in the decarbonization of steel production have not yet reached the level that requires a significant reduction in CO_2 emissions. The prospect of creating innovative technologies is related to the use of hydrogen in metallurgical production. But the solutions proposed by foreign companies are not always possible to apply to the metallurgical production of Ukraine, they require scientific study and adaptation to the conditions of Ukraine, including taking into account the energy balance of enterprises, raw material conditions, the level of technology and competitiveness of metal products, the availability of energy carriers. The conditions to which the general strategy of decarbonization of steel production must comply have been determined. In Ukraine, it is necessary to develop its own concept of reducing CO_2 emissions, taking into account the preservation of the competitiveness of products. Therefore, it is very important to evaluate and analyze the directions for reducing CO_2 emissions in the metallurgy of the country and abroad for the further reduction of carbon dioxide emissions in relation to the existing and prospective conditions of operation of metallurgical enterprises of Ukraine.

Key words: steel production, ecology, decarbonization, technologies, CO_2 emissions.

For citation: 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

Стаття надійшла до редакції збірника 01.11.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-26-49
УДК 669.162.21.22:001.8

М. А. Альтер[1], к.т.н., ORCID 0009-0009-3709-5449
О. Л. Чайка[2], к.т.н., с.н.с., зав. лаб. ТЕТ, ORCID 0000-0003-1678-2580
Б. В. Корнілов[2], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-5544-3023
А. О. Москалина[2], к.т.н., н.с., ORCID 0000-0001-9552-2853

[1] *"ALTER Blast Furnace consulting", USA*
[2] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*

АНАЛІЗ РОЗВИТКУ ТЕХНОЛОГІЙ ЗАДУВКИ ДОМЕННИХ ПЕЧЕЙ В 20-21 СТОЛІТТЯХ

Анотація. В статті обговорюються тенденції та класифікація задувок доменних печей за останні 100 років. Розвиток технології задувок поділяється на 3 періоди: 1-й – тривав до кінця 30-х років XX століття, який характеризується відсутністю наукових знань, містицизмом та заснований на попередньому досвіді; 2-й період – до початку 70-х років, коли було освоєно «традиційну» технологію задувок з однією проблемою – складнощами з відкриттям перших випусків та одночасним перегрівом верху; 3-й період триває і сьогодні, він включає розробку нових методів інтенсифікації теплообміну при задувці та наукового узагальнення прийомів задувок. Основними задачами задувки є виведення доменної печі в короткі терміни до нормального режиму роботи, з дотриманням правил безпеки, без значних витрат, а також збереження доменної печі та допоміжного обладнання для тривалої продуктивної експлуатації. Ці задачі тісно пов'язані з конструктивними особливостями доменних печей, включаючи систему охолодження, тип футерування та розміри печей, які неухильно збільшувалися з менш, ніж 500 м^3 до 5600 м^3. Складність розуміння процесів нагрівання стовпа шихти в період задувки з утворенням у ньому газового потоку та зони когезії є причиною численних дискусій про раціональні методи задувки: методи розрахунку та розміщення шарів задувної шихти в доменній печі, використання різних добавок до гарячого дуття (азот, природний, доменний або коксовий газ, кисень, пара та ін.), швидкість збільшення витрати гарячого дуття та підвищення його температури, тренд перепаду тисків по висоті стовпа шихти. Обговорюється використання деревини в задувній шихті, встановлення звужувальних кілець в повітряні фурми або закриття частини фурми для задувки. Подано рекомендації щодо задувок доменних печей. Наведено порівняння «традиційної» задувки з «прогресивною» та задувки з азотом, розробленої в Інституті чорної металургії НАН України.

Ключові слова: доменна піч, технологія задувки, труби Дюрфі, дрова, природний газ, азот, вдування

Посилання для цитування: Аналіз розвитку технологій задувки доменних печей в 20-21 століттях / М. А. Альтер, О. Л. Чайка, Б. В. Корнілов, А. О. Москалина // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.*

2023. Вип. 37. С. 26-49. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-26-49

Вступ. Головні складові доменного процесу – процеси теплообміну та відновлення – відбуваються у протитоці в результаті взаємодії висхідного потоку газів з певним тепловим та відновним потенціалом та низхідним потоком шихтових матеріалів, які нагріваються та відновлюються, а потім плавляться, утворюючи чавун та шлак.

При нормальній роботі доменної печі (ДП) ці процеси є високою мірою стабілізованими, тобто в кожній точці об'єму печі встановлюється характерна температура газу і шихти та досягається певний ступінь відновлення оксидів заліза.

Доменні печі є агрегатами безперервної дії. Проте їх час від часу зупиняють з різних причин для обслуговування та ремонтів і, відповідно, задувають після таких зупинок. В таблиці 1 наведено класифікацію зупинок та задувок доменних печей залежно від тривалості та мети зупинки.

Таблиця 1 – Класифікація зупинок доменних печей.

Тривалість зупинки	Тепловий стан горна	Температура горна, ºС	Рівень шихти	Причина зупинки	Задувка
< 5 годин	Дуже гарячий	1450-1520	Повна піч	Заміна фурми, інші роботи	добре відома
6-24 години	Дуже гарячий	1420-1470	¾ шахти	Ремонт жолобу, інші роботи	добре відома
1-2 доби	Дуже гарячий	1380-1430	¾ шахти	Ремонт жолобу, інші роботи	добре відома
3-4 доби	Гарячий	1300-1400	Повна піч – низ шахти	Капремонт 3-го розряду, ремонт заватажувального пристрою	добре відома
5-7 діб	Гарячий	1150-1250	Низ шахти – фурми	Торкретування верху печі	менш відома
1-2 тижня	Теплий	900-1150	Низ шахти – фурми	Торкретування всієї печі	менш відома
2-3 тижня	Теплий	500-900	Заплечики – фурми	Торкретування всієї печі, інші роботи	Погано вивчена
3-4 тижня	Теплий	250-500	Фурми	Капремонт 2-го розряду	Погано вивчена
>1 місяця	Холодний	20-40	Фурми	Капремонт 1-го або 2-го розряду	добре відома

Короткочасні зупинки, зумовлені зміною охолоджувальних приладів, усуненням несправностей в устаткуванні і т. п. Тривалість цих зупинок, зазначені у табл. 1 в верхніх рядках, може бути від кількох хвилин до кількох годин або навіть 1-1,5 діб.

У багатьох випадках спеціальної підготовки печі до таких зупинок не роблять, тому що це або не потрібно, або коли тривалість зупинки значна, - не може бути зроблено, оскільки зупинка здійснювалася за аварійними обставинами. Тип зупинки може бути різним: "на пару", із запалюванням газу на колошнику і т. п. Пуск після короткочасних зупинок не викликає ускладнень, якщо доменна піч до зупинки знаходилася в нормальному стані і не було потрапляння води в піч, тому що протягом кількох діб зниження температур у робочому просторі зупиненої доменної печі відбувається зі швидкістю 40 ÷ 50°С/добу, що встановлено прямими вимірами температури в горні тобто, і чавун і шлак в горні залишаються рідкими [1, 2].

Технологія задувки, як і раніше, хвилює і приваблює доменних технологів та дослідників, оскільки залишається недостатньо вивченою задачею.

Класичним видом задувки є пуск доменної печі після нового будівництва або холодного капітального ремонту I або II розряду. Зупинки, після яких слідує капремонт доменної печі, зазвичай виконують із випуском «козла» та вигрібанням матеріалів з горна. Ці види зупинок представлені у нижніх рядках в табл. 1.

На відміну від нормальної роботи печі, задувочний період характеризується нестабільністю процесів, що об'єктивною необхідністю проходження етапу формування температурних полів у робочому об’ємі доменної печі та в горні.

Це вимагає додаткової витрати палива, більше необхідного, в порівнянні з тепловим балансом при нормальній роботі доменної печі і, відповідно, значно відрізняються параметри висхідного потоку газу і низхідного потоку шихти задувочного періоду.

При нормальній роботі печі теплообмінні процеси описуються відомими закономірностями встановленого протитечії Б. І. Китаєва: коли водяний еквівалент газу ($\mathbf{W_{газ}}$) у верхній зоні теплообміну вище водяного еквівалента шихти ($\mathbf{W_{шихта}}$): $\mathbf{W_{газ} > W_{шихта}}$, в резервній зоні (приблизно середина шахти) вони рівні: $\mathbf{W_{газ} = W_{шихта}}$; та в нижній зоні теплообміну $\mathbf{W_{газ} < W_{шихта}}$ [3].

На основі теорії теплообміну при задувці формування температурних полів у робочому об’ємі доменної печі (вище за фурми) відбувається в умовах протитечії і характеризується повною завершеністю теплообміну до початку підвищення температури колошникового газу. Два основних фактори впливають на процес теплообміну: показник **Q**, що представляє кількість тепла від спалювання 1 кг вуглецю коксу та відношення водних еквівалентів $\mathbf{W_{газ}/W_{шихта} > 1}$ у всій протиточній зоні до суттєвого розвитку прямого відновлення заліза [3].

Умови для завершення теплообміну в нижніх частинах доменної печі визначаються високим значенням коефіцієнта теплопередачі при високих температурах, наявністю сильно розвиненої поверхні нагріву, оскільки значна частина шихти знаходиться в розплавленому стані, та розвитком ендотермічних процесів, інтенсивність перебігу яких із зростанням температури підвищується. Ці обставини призводять до того, що висоти в кілька метрів виявляється достатньо для теплообміну між газом і шихтою. В результаті теплообміну, що супроводжується відновленням діоксиду вуглецю, температури газів та шихти практично стають рівними. Тому температура, з якою гази виходять із теплообміну, визначається початком інтенсивного відновлення діоксиду вуглецю коксом. Підігрівання шихтових матеріалів у верхній частині доменної печі не вимагає значних об'ємів та здійснюється на глибині 5-10 м нижче за рівня засипу шихти. Розрахунки також показали, що теплообмін між шихтою та газами відбувається на порівняно невеликих висотах, які в сумі значно менші за корисну висоту сучасних доменних печей.

Таким чином, при класичній задувці доменної печі необхідно вирішити дві важливі задачі:

- у короткий термін досягти роботи шахти доменної печі в стабільних умовах теплообміну;

- забезпечити прогрівання стінок горна та коксової насадки до рівня, коли чавун і шлак вільно витікають з печі, проходять по жолобах і зливаються в ковші або шлакові ями.

Мета роботи. Аналіз існуючих технологій задувки та роздувки, що дозволяють вивести доменну піч в короткі терміни до нормального режиму роботи, з дотриманням правил безпеки та без значних витрат, зі збереженням доменної печі та допоміжного обладнання для тривалої продуктивної експлуатації.

Історична ретроспектива. Історію розвитку методів задувки можна умовно розділити на *три періоди*.

Перший період проіснував до кінця 1930-х років і включав прийняття досить різноманітних і незвичайних організаційних і технологічних прийомів для покращення роботи доменної печі в пусковий період. Ці методи були викликані відсутністю наукової теорії про перебіг відновлювальних процесів та теплопередачі доменної печі. Іноді розігрів доменної печі до початку виплавки чавуну тривав кілька тижнів до початку завантаження залізорудних матеріалів і виплавки чавуну та шлаку.

Технологія задувки ґрунтувалася на старому досвіді, інтуїції, і м'яко кажучи, екстравагантних прийомах, змішаних з містикою та забобонами.

Відомий, наприклад, наступний випадок задувки ДП [4]. На денце доменної печі набили 50 мм маси зі смоли з дрібним коксовим сміттям. Потім обшили горн та під дошками товщиною 37 мм. За дошки набили масу зі смоли з дрібним коксовим сміттям. Зверху на дерев'яний настил набили 50 мм вогнетривкої глини. Потім, при завантаженні печі, було насипано сухі дерев'яні стружки шаром 100 мм. Далі поклали 150 сухих березових мітел. Поставили між мітлами 15 пляшок, наполовину наповнених гасом. На мітли клалися сухі березові дрова до 1/3 висоти заплечиків. Надалі були завантажені кокс і залізорудні матеріали (табл. 2).

Таблиця 2 – Порядок завантаження ДП №4 Дніпровського заводу 1898 г. [4].

Горно та низ заплечиків		**"0" шихта - 6 колош**	
Смола та коксове сміття	товщина - 50 мм	Кокс, кг	3200
Дерев'яні стружки	товщина - 100 мм	Сієніт, кг	96
Березові мітли	150 шт.	Плавиковий шпат, кг	64
Березові дрова	до 1/3 заплечиків	Доменний шлак, кг	480
Об'єм завантаженого матеріалу, м^3	38,85		41,20
Наступні завантажені матеріали:			
	6 колош	**6 колош**	**6 колош**
Руда Криворізька, кг	992	1152	1552
Кварцит, кг	1040	1408	2128
Плавиковий шпат, кг	96	96	0
Вапняк, кг	1056	1344	2128
Марганцева руда, кг	0	80	128
Об'єм завантаженого матеріалу, м^3	18,61	24,04	36,00
Загальний об'єм завантаженого матеріалу з урахуванням уминки, м^3			170,30

Внаслідок такого завантаження березові мітли ущільнились і зовсім не хотіли горіти. Через 4 години після задувки дали слабкий тиск дуття – 0,025-0,04 атм., та покроково збільшували до 0,27 атм через 20 годин після початку задувки. Перші три випуски чавуну характеризувалися високим вмістом сірки (3,53%, 1,97% і 1,30%) та кислими шлаками і тільки з 4-го випуску піч наблизилася до звичних шлаків і чавунів.

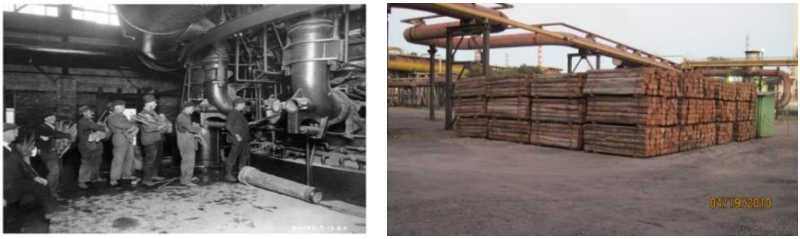
Однак такий спосіб задувки призвів до занадто швидкого розігріву і, в подальшому, руйнуванні стінок горна до такої міри, що призвело до виходу "козлового" чавуну назовні через стінку горна вище шлакової льотки вже на 8 день з початку задувки. Отримати такий невдалий результат в принципі дуже нелегко - сірка в чавуні вище за граничну

розчинність.

Протягом першого періоду задувались доменні печі з внутрішнім об'ємом від 100 до 1000 м^3 і більше, але результати не завжди були успішними. Ми назвали цей період розвитку технології задувки доменних печей, який характеризується відсутністю наукових знань про процеси теплообміну та відновлення, здобрений забобонами та містицизмом, започаткований, в основному, на попередньому досвіді – періодом «Містицизму, Інтуїції та Досвіду старих майстрів» [4-9].

Другий період (з 1930-х до початку 1970-х рр.) характеризується освоєнням методу задувки, що передбачає заповнення першого об'єму типовою архітектурою стовпа шихти, який складається, як правило, з дров, потім шару холостих подач коксу, вище – шар коксу з флюсами та 4÷10 шарів з низьким, з поступова зростаючим, рудним навантаженням, з витратою коксу в шарі від 1,1 до 4,0 тонни на тонну заліза. Доменні печі з внутрішнім об'ємом від менш, ніж 1000 до 3000 м^3 задували в цей час в США, Японії, країнах Європи, колишнього СРСР та Австралії, але істотних інновацій в технології задувки було небагато [7-11].

Вдування шихти зазвичай починали з дров (рис. 1), використовуючи шпали або дерев'яний брус у вогнищі. Ця традиція прийшла з 19-го століття, оскільки температура гарячого дуття була низькою (250-350°С), тому дрова легко розпалювалися на початковому етапі і спрощували запалювання коксу. У низці випадків відмовилися від завантаження шару дров у горні [11], а прогрівання коксу в горні проводили, випускаючи з відкритих льоток газ із печі.



а б

Рисунок 1 – Завантаження дров в горно перед вдуванням, США, 1920 рік (а) та дерев'яні дрова, замовлені для завантаження в горно на заводі ArcelorMittal у Віторії, Бразилія, 2008 рік (б).

Використання дров під час задування ДП описано, наприклад, у [12]. Дрова укладали, починаючи від поду, прикривали стінки горна, захищали фурми таким чином, щоб верхній шар дров знаходився вище фурм. Іноді обшивали шпалами заплечики. Перевагою дров є та обставина, що дрова легше запалюються і швидше вигорають

порівняно з коксом, звільняючи місце для вище розташованого розігрітого коксу. Якщо під час задування в металоприймач, куди покладено дрова, надходить не кисень, а нагрітий фурмений газ, то дрова піддаються термічному піролізу, також водночас істотно зменшуючись в об'ємі.

Оскільки дрова містять незначну кількість золи, вона не формує в'язких шлаків у горні та не створює додаткових труднощів із розкриттям льоток. Крім того, багато операторів вважають, що дрова, згораючи або зменшуючись в об'ємі під час піролізу, забезпечують плавний початок сходження шихти без примусових осідань або мимовільного обриву шихти.

За останні 100 років конструкція ДП та допоміжного обладнання істотно змінилися: збільшення об’єму доменних печей до 5000-5600 м^3 призвело до "потовщення" профілю ДП (оскільки діаметр горна і розпару значно зросли порівняно з висотою шахти), збільшено висоту горна і щільність розташування фурм, поглиблено зумпф. Значно покращилася якість коксу та залізорудних матеріалів. Сучасні потужні повітронагрівачі з перших хвилин задувочного періоду можуть підтримувати температуру дуття в межах 650-850ºС, що гарантовано забезпечує загорання коксу без дров.

Таким чином, зручність задування "на дровах" вступає в протиріччя з великою втратою часу на підготовку ДП до задувочного періоду, включно з потребою охолодження ДП після сушіння горна і шахти, яке потрібне після завершення ремонту, особливо при торкретуванні шахти. Загалом графік підготовки ДП до задувочного періоду зі встановленням кліті з дров у горні вимагає 4-7 днів залежно від об'єму горна і місцевих особливостей ремонту та умов експлуатації.

Досвід ІЧМ НАНУ по задувкам доменних печей України та Росії підтверджує, що використання дров у період задування – не є обов'язковим. Доменні печі об'ємом 1000 ÷ 5000 м^3 на ПАТ "АМКР", ПАТ "АМК", ПАТ "Запоріжсталь", ВАТ "НЛМК", ПрАТ "ММК" та інші задувають ДП без застосування дров. Багато заводів з 1968 року відмовилися від використання дров при задувці, але близько 20% доменних печей продовжують використовувати дрова і сьогодні [13].

Науково-практичний інтерес представляє теплотехнічний аналіз задувки з використанням дров на ДП №4 ПрАТ "МК "Азовсталь" і його зіставлення з іншими способами задувок доменних печей. У таблиці 3 наведено результати порівняльного аналізу теплової роботи 300 м^3 соснових колод з мінімальним і максимальним вмістом вологи, характерним для лютого, з аналогічним об’ємом коксу, завантаженим в металоприймач ДП №4 ПрАТ "МК "Азовсталь" (рис. 2, табл. 3).

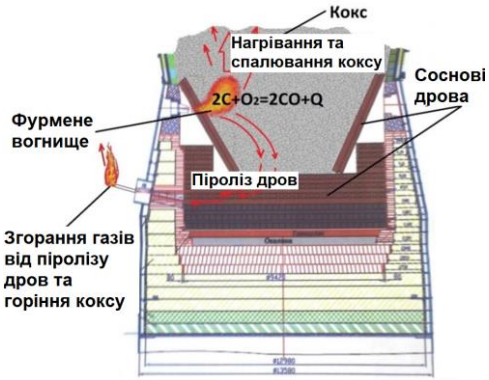


Рисунок 2 – Схема розташування соснових колод та термодинаміка роботи горна в період задувки ДП №4 ПрАТ "МК "Азовсталь".

Таблиця 3 – Зіставлення хімічного складу та теплової роботи соснових колод і коксу, завантаженого в металоприймач під час задувки ДП №4 ЧАО «МК «Азовсталь»[1].

Паливо	**Дрова**		**Кокс**
Об'єм матеріалу, м^3	300 м^3		
Вміст вологи	мінімум	максимум	
Хімічний склад:			
Абсолютна вологість[2], %	20	45	5
Вуглець, %	14,5	14,5	87
Летючі, %	85	85	0,8÷1,2
Зола, %	1-2	1-2	11
Температура займання, ºС	250	250	450-750
Насипна густина[3], кг/м^3	416	416	450
Маса з урахуванням вологи, т	156	156	135
Суха маса, т	130	108	129
Кількість вологи, т	26	48	7
Витрати енергії на випаровування вологи, ГДж	-61	-113	-16
Температура термічного розкладання, °С	270÷450	270÷450	-
Кількість теплоти, що виділяється при піролізі, ГДж	+86÷108	+104÷130	0
Кількість теплоти, яку потрібно повідомити матеріалам під час їх нагрівання до 1200°С, ГДж	-156	-129	-172
Кількість теплоти, яку потрібно повідомити коксу через усадку дров[4], ГДж	-160	-160	-
Сумарні затрати теплоти, ГДж	-269	-313	-188

[1] Тепловий ефект зі знаком мінус - поглинання теплоти, зі знаком плюс - виділення теплоти;
[2] Приймалася вологість деревини, просушеної природним шляхом на відкритому повітрі;
[3] Середня порозність соснових колод 0,2;
[4] Вихід твердого залишку у вигляді деревного вугілля становить близько 15%.

Зіставлення оціночних теплових ефектів під час використання 300 м^3 соснових колод (з мінімальним і максимальним вмістом вологи в них і порозністю ~ 0,2) порівняно з аналогічним об'ємом коксу під час задування доменної печі показало, що з теплотехнічного погляду використання соснових колод під час задування недоцільне. У разі використання коксу замість 300 м^3 соснових колод необхідно внести в горн у 1,4 ÷ 1,7 разів менше теплоти.

Кількість енергії, що виділяється під час піролізу соснових колод залежно від вмісту вологи в них, не значно більша за витрати енергії на її випаровування (табл. 2). У соснових колодах міститься в 3,5-7 разів більше вологи, на випаровування якої необхідно затратити відповідно в 3,5-7 разів більше енергії, в порівнянні з витратами енергії на випаровування вологи з коксу.

По закінченню процесу піролізу деревини вихід твердого залишку з неї у вигляді деревного вугілля становить близько 15%, включно з золою, від маси абсолютно сухого зразка, 85% становить вихід летких. Тобто, відбудеться зменшення об’єму дров без урахування уминки деревного вугілля під вагою стовпа шихти мінімум на 85%. Цей простір, з досвіду задувки ДП №4 ПрАТ "МК "Азовсталь", через 2 ÷ 4 години від початку задувки буде зайнятий погано прогрітим коксом і надалі задувка відбуватиметься за неповноти печі на 255 м^3.

Було розроблено новий спосіб нагрівання горна, без укладання дров. Цей метод полягає у вдуванні гарячого повітря через з фурм у льотку за допомогою "Труби Дюрфі" [9, 14].

Також, протягом другого періоду було сформульовано низку цінних рекомендацій щодо вдосконалення технології задувок ДП, які основані на практичному досвіді. Розроблена типова процедура задувок дала змогу уникати серйозних порушень у роботі доменної печі та забезпечила встановлення нормальних робочих параметрів зазвичай протягом 15 діб.

В результаті задувки проводилися більш-менш успішно, проте зберігалися деякі проблеми. Найпоширенішими з них – проблеми з відкриттям кількох перших випусків, чавун і шлак перших випусків були холодні, що ускладнювало очищення жолобів і підготовку наступного випуску.

Крім того, 500-1500 тонн холодного чавуну містили велику кількість сірки та непередбачуваний вміст кремнію в діапазоні від 0.1% до 10.0%. Відповідно, властивості шлаків також погано подавалися контролю. Часто доводилося охолоджувати верх печі за допомогою розбризкування води протягом декількох годин у міру підвищення рудного навантаження завантажуваної шихти.

Більшість статей і довідників, опублікованих за цей період часу [7,

15-17], містили подібні рекомендації та практики з відносним благополуччям задувок у всьому світі, тому ми називаємо цей період "Традиційні задувки з проблемою перших холодних випусків". Сьогодні багато заводів все ще використовують цей "традиційний" підхід. Приклади таких задувок можна побачити в [7,15].

Третій період у розвитку технології задувок почався в 1970-х роках і триває до теперішнього часу. За цей час було введено в експлуатацію великі доменні печі з внутрішнім об'ємом 3200 - 5600 м^3.

Основною характеристикою цього періоду є впровадження наукового підходу до практики задувок і поява важливих інновацій, спрямованих на усунення труднощів "традиційних задувок", такими як холодні перші випуски і відносно тривалі періоди виведення печі на нормальний режим роботи. Ми називаємо це періодом "Наукового підходу до технології задувок". Були проведені великі експерименти з акцентом на інтенсифікацію теплообміну під час задування доменної печі з добавками природного газу [11, 18-24], коксового газу [25], азоту [26-31], кисню [32] і навіть пари [33] з високими температурами гарячого дуття в перші години задувочного періоду. Узагальнення та валідація нових знань і досвіду задувок тривають, з'являються нові ідеї щодо вдосконалення технології задувок. Наприклад: шар відновлених залізних брикетів, або брухт стали використовувати в стовпі шихти між шарами холостого офлюсованого коксу і шарами із залізорудним навантаженням, попереднє нагрівання коксу в горні з використанням азоту, введення "моно-шихти" - спеціального агломерату з низькою основністю, використовуваного для задувки. Ці розробки було успішно реалізовано під час задувки доменних печей [34,35].

Шлаки в задувочному періоді. Для створення оптимальних умов шлакового режиму, а саме рівномірного його прогрівання і достатньої рідинної плинності за температурних коливань по перерізу печі, а також покращення процесів десульфурації під час плавки до задування шихти в певних кількостях і послідовності вводили щебінь (або гранульований шлак), гравій, марганцеву руду, вапняк. Усе це забезпечувало стабільність хімічного складу продуктів плавки. Підтримання основності шлаку ($CaO:SiO_2$) в межах 0,85-1,05 давало змогу одержувати стійкі шлаки, що є одним із головних чинників створення в горні хороших умов для дренажу продуктів плавки.

Вміст Al_2O_3 в шлаку повинен бути нижче 14%, але краще навіть менше 13,0%. Для розбавлення глинозему з коксової золи і руди оптимальна кількість шлаку на виході з першої шихти може варіюватися в межах 400-900 кг/т.

Під час вибору основних параметрів задувочної шихти, крім вибору основності за співвідношенням - $CaO:SiO_2$, особливу увагу приділяють

рівню загального рудного навантаження в задувочній шихті. Рудне навантаження в задувочній шихті визначається з розрахунку вмісту кремнію в чавуні 3,0-3,5%. Як правило, цільовим показником у процесі задування є доведення виходу шлаку до 400-500 кг/т чавуну, і з цією метою використовують залізорудні матеріали, якими володіє комбінат. Хімічний склад сирих матеріалів обирають із розрахунку підтримання основності шлаку в раціональному діапазоні, що забезпечує хороший дренаж продуктів плавки. Послідовність укладання матеріалів по висоті печі повинна обов'язково враховувати наступне:

- шихтові матеріали, що вимагають високого рівня теплової та відновлювальної обробки, розташовуються на рівні середини шахти і вище;
- матеріали задувочної шихти в робочому просторі печі мають бути розташовані з урахуванням явищ випередження та уминки;
- рудне навантаження задувочних шихт має збільшуватися відповідно до прогрівання кладки і стовпа шихтових матеріалів за умови забезпечення нормального фізичного нагріву продуктів плавки та їхньої рідинної рухливості.

Про вплив конструкції систем охолодження та вогнетривів. Час прогрівання футерівки і збільшення теплових втрат у системі охолодження печі до робочих значень становить від 15 до 20 годин і більше залежно від типу футерівки та системи охолодження печі (рис. 3, 4) [10, 28].

Для задування доменних печей без процесу сушіння футерівки розробляють спеціальні конструкції горну та поду, які враховують навантаження на неї від тиску пари, внаслідок випаровування вологи та розширення матеріалів. Для захисту лещаді від теплових ударів зверху її викладають із малотеплопровідних матеріалів (низькосортна вогнетривка цегла).



Рисунок 3 – Теплові втрати в системі охолодження ДП №9 ПАТ "АМКР" під час задувки.

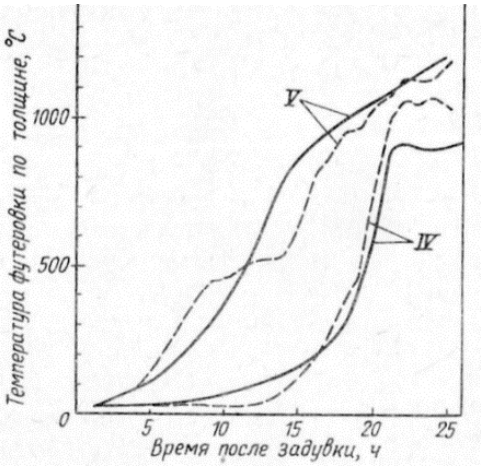


Рисунок 4 – Прогрівання футерівки за даними японських дослідників [10]. *На рисунку відмітки*: IV – температура в кладці ДП на відмітці 13 м над рівнем повітряних фурм (суцільна лінія відповідає розрахунковим значенням, пунктирна – фактичним); V – температура в кладці ДП на відмітці 7,5 м над рівнем повітряних фурм (суцільна лінія відповідає розрахунковим значенням, пунктирна - фактичним).

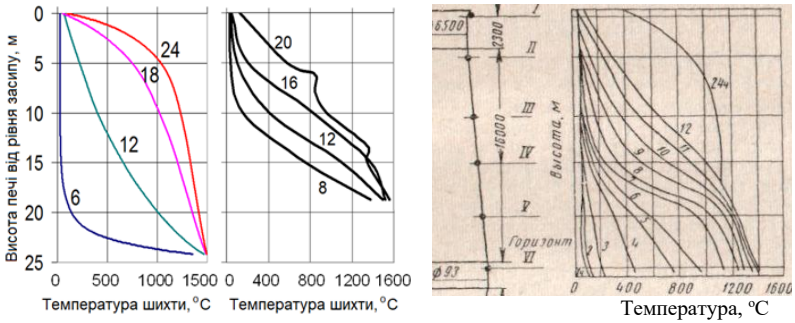
Для прогрівання футерівки горна та поду в чавунні льотки вставляють перфоровані труби діаметром 80÷100 мм з довжиною "висуву" їх у металоприймач не менше ніж 2/3 радіуса горна. Отвори розташовані на відрізку труби, розташованої в печі, і орієнтовані в бік поду. На ливарному дворі перед трубами встановлюють пальники з природним газом, що забезпечує надійне допалювання горнових газів, які виходять під час задувки печі [23].

У світовій практиці для недопущення розтріскування невисушеного футерування шахти застосовують вогнетривкі бетони – торкрет-маси з малим вмістом вологи і коефіцієнтом термічного розширення.

Задувки доменних печей з використанням азоту. Труднощі в забезпеченні режиму задувки печі за наявних технологій задувки із застосуванням атмосферного дуття, природного газу і пари полягають, насамперед, у тому, що для прогріву стовпа шихти до колошника, за різними даними, потрібно приблизно 15-30 годин, а за цей час у процесі спалювання коксу шихта опускається до фурменої зони і починає плавитися, не прогрівшись по всій висоті печі [3,10,26-31]. При цьому спостерігається збільшення газодинамічного опору

висхідному потоку горнових газів і зниження витрати дуття. Тобто не забезпечуються типові умови для протікання стійкого теплообміну між газовим потоком і матеріалами, завантаженими в піч - теплообмін між газовим потоком і шихтою не завершено, а процес плавлення активізовано (рис. 5).

Найсприятливішим варіантом для формування зон розм'якшення і плавлення є технологія задування печі із застосуванням нагрітого азоту, що дає змогу, до початку плавлення залізорудних матеріалів, що перебувають над неодруженими подачами коксу, у робочому просторі печі під час задування сформувати температурне поле шихти та газового потоку, що забезпечує стійкий перебіг теплообмінних процесів, ефективність якого зростає зі зменшенням концентрації кисню в дутті та збільшенням температури дуття.



а) б) в)

Рисунок 5 - Порівняння розрахункових даних, отриманих для задувки ДП №9 ПАТ "АМКР" у 2003 р. (а) з експериментальними даними японських дослідників (б) [10,28] і за даними Б.І. Китаєва для НТМК (в) [3]. Цифри біля кривих відповідають часу в годинах після початку задувки.

Доцільність використання нагрітого азоту в доменному виробництві привертала увагу металургів давно. Одним із перших цю ідею сформулював А. С. Саркісянц ще в 1911 році [29, 30], за зміни кон'юнктури ринку в сімдесяті роки минулого століття її активно розвивали металурги Японії для регулювання поточного виробництва чавуну.

Велику увагу розвитку технології використання азоту приділяли в Інституті чорної металургії ім. З. І. Некрасова. Фахівці інституту виконували задувки і дослідні плавки із застосуванням нагрітого азоту на доменних печах України і Росії. Накопичений досвід із задування печей із використанням нагрітого азоту малої, середньої та великої потужності об'ємом 600-5000 м^3 показав, що ця технологія дає змогу [26-28, 31]:

- ефективно прогрівати шихтові матеріали по висоті;

- знизити витрату коксу, в середньому, на 15%, що, крім економії в разі виникнення "розладів" у тепловій роботі печі, залишає резерв часу для вжиття заходів, що не допускають похолодання горна;

- отримувати добре прогрітий чавун, що відповідає вимогам ТУ на виплавку ливарного чавуну;

- зменшити теплові навантаження на футерівку та кожух печі;

- знизити ймовірність прогару повітряних фурм;

- закласти базис для надійної, тривалої та ефективної роботи печі та агрегатів, що її обслуговують;

- попередити і пом'якшити наслідки порушення рівності ходу печі, пов'язані з організаційними або технологічними причинами (склад і розподіл завантажувальних шихт, зростання температури дуття за умови зниження його витрати тощо).

З досвіду задувок доменних печей заводу ім. Г. І. Петровського та ЗСМК, наявний резерв нагрітого азоту, чистотою 99,3%, може бути подано через чавунні льотки або фурми для сушіння і прогріву шихти до максимально можливої температури під час або після її завантаження в піч [26-31]. Надалі для запалювання коксу на фурмах, прогрівання шихтових матеріалів по всій висоті доменної печі, організації стійкої її тепло-газодинамічної роботи та отримання, фізично добре прогрітих продуктів плавки, спільно з нагрітим азотом необхідна подача атмосферного дуття. Зниження концентрації кисню в дутті дасть змогу в інтервалі більшого часу прогрівати і сушити шихтові матеріали по висоті печі до настання фази їхнього плавлення завдяки уповільненню процесу спалювання вуглецю коксу та опусканню шихтових матеріалів до високотемпературної фурменої зони.

Застосування нагрітого азоту, порівняно з іншими енергетичними добавками, дає змогу в ширших діапазонах, і більш ефективно для прогрівання шихти по всій висоті доменної печі за забезпечення її рівності "ходу", регулювати розвиток теплообмінних і газодинамічних процесів. Ефект від застосування нагрітого азоту зростає в міру зниження концентрації кисню в дутті та збільшення його температури. Підвищення температури дуття на 100°С збільшує коефіцієнт використання теплоти (КВТ) вуглецю коксу в печі на 5-10 % при вмісті кисню в дутті 14-21%. При цьому кожен відсоток зниження концентрації кисню в дутті зменшує теоретичну температуру горіння на 60°С. Для збереження величини теоретичної температури на колишньому рівні необхідно підвищити температуру дуття на 70°С [37] (рис. 6).

Таким чином, КВТ палива у разі збагачення дуття азотом зменшується в горні, а в зоні помірних температур і в печі загалом зростає. Це сприятливо впливає на газодинаміку і розвиток фізико-

хімічних процесів, що протікають у печі, знижує теплові навантаження на футерівку, забезпечує економію коксу.

"Прогресивна" технологія задувки з використанням природного газу. Крім задувки азотом, інші технології після "холодного" ремонту або нового будівництва можна розділити на "традиційні", що застосовуються з невеликими відмінностями в усьому світі [1-3, 7, 9, 10], і прискорену "прогресивну липецьку" задувку, розроблену на НЛМК в 1985-1989 рр. [22-25]. Основними особливостями інноваційної технології задувки є важливі зміни в архітектурі стовпа шихти, контроль перепаду тиску вздовж ДП і теоретичної температури горіння, підтримання більш високої швидкості дуття та використання великих об'ємів природного газу з перших годин продувки [13, 22-25]. На рис. 7 представлені результати зондування ДП №5 НЛМК (внутрішній об'єм 3200 м^3) на двох горизонтах шахти протягом перших 35 годин з моменту загорання коксу. Аналіз попередніх задувок, а також отримані результати дозволили створити надійну прискорену та економічну технологію продувки.

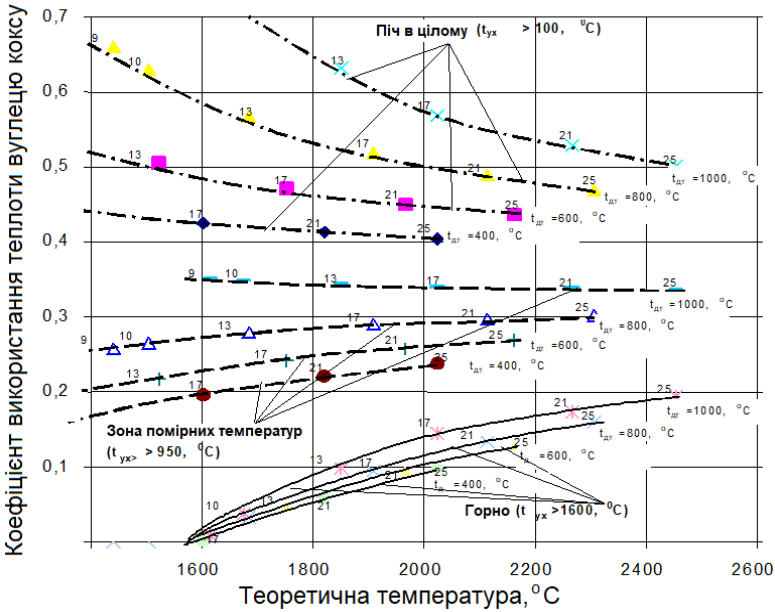


Рисунок 6 – Взаємозв'язок КВТ вуглецю коксу і теоретичних температур горіння за різного вмісту кисню і нагрівання дуття, °С.
На малюнку: цифри біля точок на кривих - вміст кисню в дутті, %.

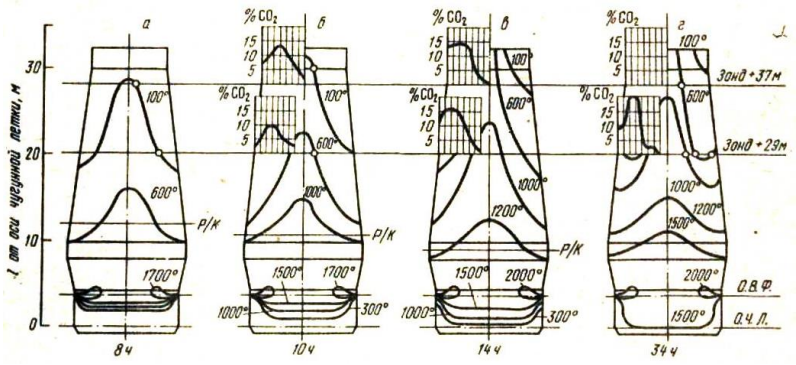


Рисунок 7 - Результати зондування доменної печі №5 ВАТ "НЛМК" на двох горизонтах шахти протягом перших годин задування [22].

На нову технологію задування доменної печі отримано авторське свідоцтво СРСР [18] та два патенти РФ [38, 39]. Нова технологія вдування доменних печей була неодноразово випробувана на доменних печах НЛМК корисним об'ємом 1000, 2000 і 3200 м^3.

Основні елементи прискореного вдування були успішно застосовані на "ТулаЧермет", а також на заводі Vizak в Індії під керівництвом В.В. Капоруліна. Така технологія задувки доменної печі забезпечує прискорене досягнення нормальних параметрів шихти і гарячого дуття вже через 24-45 годин після загорання коксу. Гарячий метал з першої ж плавки добре нагрівається і має відповідну якість, що дозволяє відокремлювати чавун і шлак на скімері вже з першої плавки.

Порівняння тепловіддачі палива при вдуванні азоту, природного газу, кисню та пари під час вдування. Залежність споживання теплової енергії в доменній печі від вологості гарячого дуття, температури гарячого дуття, збагачення азотом, киснем і вдування природного газу представлено на рис. 8. Робочий діапазон теоретичної температури горіння передбачається в межах 1750-2300ºС (виділено жовтим кольором на рис. 8). Розрахунки проводилися на основі спрощених рівнянь, визначених в [36]. В доменній печі є надлишок коксу, який реагує з киснем і парою гарячого дуття. Безпечна робота печі завжди можлива в білій області графіка, але також може бути досягнута в лівій жовтій області протягом перших кількох годин після задувки. Тепловіддача палива в доменній печі для різних кількостей азоту/кисню в дутті представлені червоними лініями, де $\omega = 0{,}21$ - атмосферне повітря, $\omega > 0{,}21$ - зона, збагачена киснем, і $\omega < 0{,}21$ - зона, збагачена азотом. Широкі сині лінії показують вплив вдування природного газу разом з температурою гарячого дуття 600°С, 900°С і 1200°С без збагачення киснем. Вдування природного газу

зменшує теоретичну температуру горіння, але той же час збільшує тепловіддачу палива на одиницю вуглецю з коксу (див. широкі сині лінії), збільшує об'єм горнових газів на одиницю коксу і дозволяє потрапляти газам з фурменого вогнища ближче до центру горна. Волога в дутті різко знижує тепловіддачу палива (див. зелену лінію), навіть при температурі гарячого дуття 1200 °С, тому використання пари під час задувки не є доцільним [32]. Таким чином, кращих результатів задувки доменних печей можна досягти за рахунок використання природного газу або азоту в поєднанні з високою температурою гарячого дуття (рис. 8).

Нестабільність процесів масо- і теплообміну на початку періоду задувки вимагає постійного нагляду з боку кваліфікованих операторів, оскільки автоматизовані експертні системи, розроблені для стабільної роботи зі встановленими зворотними зв'язками, не можуть бути використані.

У зв'язку з такими непередбачуваними умовами на всіх заводах були розроблені та апробовані спеціальні інструкції та практичні методи, які знижують ризик серйозних технологічних порушень. Однак 20-е та 21-ше століття сповнене прикладів, коли задувка доменних печей закінчувалися аварійними ситуаціями, включаючи випадок з охолодженим горном [40]. За досвідом авторів, щонайменше 10% задувок доменних печей після тривалих зупинок або ремонтів супроводжуються технологічними порушеннями. Такі випадки занадто мало описані в літературі, оскільки мало хто готовий ділитися аналізом власних помилок.

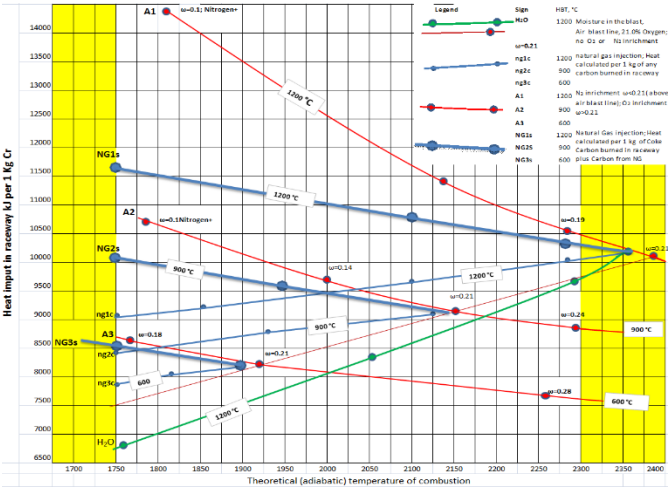


Рисунок 8 – Узагальнення аналізу тепловіддачі палива для різних параметрів фурми [13].

Висновки

Виділяють три періоди розвитку технології задувок доменних печей. 1-й період характеризується відсутністю наукових знань, коли дії ґрунтувалися на містиці, інтуїції та старому досвіді (до 1930-х років). У 2-му періоді (до початку 1970-х років) освоювалася "традиційна" технологія вдування з невирішеною проблемою – труднощами з з відкриттям кількох перших випусків, чавун і шлак перших випусків були холодні і водночас з перегрівом колошнику доменної чаші.

3-й період (триває до сьогодні) включає розробку нових методів інтенсифікації теплообміну під час задувки та наукове узагальнення досвіду задувок. Для успішного проведення задувок необхідно досягти встановленого режиму теплообміну і відновлення оксидів заліза, забезпечити попередній нагрів коксу в горні та футерівки до рівня, коли чавун і шлак добре прогріваються, вільно виходять з печі, а склад чавуну відповідає вимогам, що пред'являються до ливарного чавуну. Використання дров в період продувки не є обов'язковим, хоча 20% продувок в світі все ще забезпечуються дровами. Для інтенсифікації теплообміну в період продувки найкращими добавками до гарячого дуття є природний газ або азот. Такі технології вдування дозволяють повністю використовувати потужність доменних печей і знизити витрату коксу в період задувки до 15%. За досвідом авторів, щонайменше 10% задувок доменних печей супроводжуються технологічними порушеннями, аж до охолодження горна. Тому залучення досвідчених консультантів для надання допомоги у проведенні задувок доменних печей є актуальною рекомендацією.

Перелік посилань

1. Урбанович Г. И., Альтер М. А., Капорулин В.В., и др. Изменение температуры в горне доменной печи во время длительной остановки и пуска после нее. *Металлург*. 1992. № 5. С. 23.

2. Чернобривец Б. Ф., Альтер М. А., Емельянов В. Л., Капорулин В. В. Особенности задувки доменной печи после длительной остановки без выпуска козлового чугуна и заливки печи водой. *Металлург*. 1995. № 10. С. 20–21.

3. Китаев Б. И., Ярошенко Ю. Г., Лазарев Б. Л. Теплообмен в доменной печи. М. : Металлургия, 1966. 355 с.

4. Жендзян С. В. Устройство и ведение доменных печей. Харьков : Пролетарий, 1927. 774 с.

5. Красавцев Н. И., Сировский И. А. Очерки по металлургии чугуна. Москва : Металлургиздат, 1947. 492 с.

6. Резолюции, принятые Всесоюзной конференцией металлургов : материалы всесоюз. конф., г. Магнитогорск, 1951. Москва : Металлургиздат, 1951. С. 9–12.

7. Rorick F. C. Lecture 14 – Challenging Blast Furnace operation. *Blast Furnace and Iron-making an intensive course*. McMaster University, Hamilton, Ontario,

Canada, 2006, P. 1–65.

8. Кудояров М. С., Жигулев П. Г., Парфенов Е. Г. и др. Задувка доменной печи после капитального ремонта. *Металлург*. 1968. № 10, С. 10–11.

9. *Proceedings of the AIME Blast Furnace, Coke Oven and Raw Materials Conference : Session: Blowing in Practice*, Apr. 21 1953. Buffalo : AIME, 1953. P. 216–245.

10. Кутнер С. М. Технология задувки доменных печей за рубежом: Обзорн. информ. *сер. «Подготовка сырьевых материалов к металлургическому переделу и производство чугуна»*. Москва : ин-т «Черметинформация», 1984. Вып. I. 43 с.

11. Жеребин Б. Н. *Практика ведения доменной печи* : монография. М., 1980. С. 73–98.

12. Остроухов М. Я. Газовщик доменного цеха : 3-е изд., перераб. и доп. Харьков, 1937. 246 с.

13. Alter M., McGovern C. The Best way to Blow-In of Blast Furnace: Definition, Philosophy, Theory, and Practical Approach. *AISTech-2013 Proceedings*, 6-9 May 2013. Pittsburgh, 2013. P. 367–379.

14. Method of blowing in Blast Furnace: пат. 2468738 США. № 722174; заявл. 15.01.1947; опубл. 03.05.1949. 5 с.

15. Геердес М., Токсопеус Х. *Введение в современный доменный процесс* : монография. Липецк, 2004. С. 105–110.

16. Wakelin D., Fruehan R. *Making, Shaping and Treating of Steel (Iron Making)* : monography. Pittsburgh : The AISE Steel Foundation, 1999. P. 699-739 (chapter 10).

17. Металлургия чугуна / Вегман Е. Ф. и др. ; под общей ред. Ю. С. Юсфина (3-е изд., перераб. и доп.). М. : ИКЦ «Академкнига», 2004. 774 с.

18. А. с. 1424342 СРСР. Спосіб задувки доменної печі / В. В. Капорулін, Б. Ф. Чернобривець, Г. І. Урбанович, В. Л. Ємельянов, М. А. Альтер, В. І. Козодеров. № 4137910; заявл. 17.07.1986; опубл. 15.05.1988.

19. Галиев Г. Г., Кривоносов В. И., Пономарев Ф. П. и др. Задувка доменной печи с применением природного газа. *Металлург*. 1976. № 2. С. 15–17.

20. Спосіб задувки доменної печі: пат. 519474 СРСР: С21 В3/00. № 2036204/02; заявл. 14.06.1974; опубл. 30.06.1976. 2 с.

21. Григорьев В. Н., Яриков И. С., Альтер М. А. и др. Принципы расчета задувочной шихты и выбора дутьевого режима при пуске доменной печи. *Сталь*. 1999. № 2. С. 1–6.

22. Капорулин В. В., Урбанович Г. И., Альтер М. А. и др. Некоторые вопросы технологии задувки доменных печей. *Сталь*. 1989. № 6, С. 17–20.

23. Капорулин В. В., Григорьев В. Н., Альтер М. А. и др. О рациональной тепловой подготовке горна при задувке доменной печи. *Сталь*. 1989. № 10. С. 9–12.

24. Чернобривец Б. Ф., Капорулин В. В., Завидонский В. А. *Практика доменного производства*. М. Металлургия : 1992. 111 с.

25. Спосіб задувки доменної печі: пат. 1225858 СРСР: С21 В7/24. № 3757566/22-02; заявл. 22.06.1984; опубл. 23.04.1986. 3 с.

26. Жембус М. Д., Монаршук А. П., Огурцов А. П., Васюченко А. И. Форсированная раздувка доменных печей с пониженным расходом кокса. *в кн.*

«Экономия кокса в доменных печах». М. : Металлургия, 1986. С. 23–28.

27. Жембус М. Д., Монаршук А. П., Зуенок Г. А. Применение азота при раздувке доменных печей. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 1986. № 2. С. 7–9.

28. Бородулин А. В., Васюченко А. И., Дмитренко К. А., Костенко Г. П. и др. Задувка доменной печи объемом 5000 м^3 с применением нагретого азота. *Сталь*. 2006. № 9. С. 6–9.

29. Жембус М. Д., Монаршук А. П., Бородулин А. В. Тепловая работа доменной печи в период раздувки. *Изв. ВУЗов.Черная металлургия*. 1987. № 6. С. 145–146.

30. Янковский А. С., Марьясов М. Ф., Бородулин А. В. и др. Раздувка доменной печи с применением азота. *Металлург*. 1988. № 11. С. 29.

31. Демидов В. А., Таранец А. И., Котов В. В. Технология выдувки и задувки доменной печи с использованием азота. *Металл и литье Украины*. 2005. № 5. С. 16–20.

32. Пареньков А. Е., Мишин Ю. П., Вегман Е. Ф. и др. Исследование доменного процесса в задувочный период при вдувании кислорода в центральную часть горна. *Изв. ВУЗов.Черная металлургия*. 1983. № 5. С. 20–24.

33. Пареньков А. Е., Ростовский А. В., Михайлов А. В. Задувка доменной печи на паровоздушном дутье. *Материалы 51-й студенческой научно-технической конференции МИСиС*, Москва, 1997.

34. Михайлов В. Г., Семенов О. А., Гавриков Ю. В., Прохорова Т. В., Иноземцев Н. С. Опыт промышленного производства агломерата для задувки доменных печей. *Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия»*. 2014. № 10. С. 34–38.

35. Щеглов Э. М., Холодный Д. П., Грачев С. Н., Титов В. Н., Бурмыкин В. Б., Ивлева Л. С., Иноземцев Н. С., Михайлов В. Г., Дубровский С. А. Совершенствование технологии задувки доменных печей после капитальных ремонтов I и II разрядов. *Металлург*. 2013. № 12. С. 40–43.

36. Саркисянц А. С. Некоторые выводы из теории доменного процесса. *Сталь*. 1937. № 1.

37. Бородулин А. В., Горбунов А. Д., Романенко В. И., Сущев С. П. *Домна в энергетическом измерении*. Днепродзержинск : ДГДУ, 2006. 542 с.

38. Спосіб задувки доменної печі: пат. 2132390 Росія: С21 В3/00. № 98104665/02; заявл. 12.03.1998; опубл. 27.06.1999. 5 с.

39. Спосіб задувки доменної печі: пат. 2164242 Росія: С21 В3/00. № 99111395/02; заявл. 31.05.1999; опубл. 20.03.2001. 5 с.

40. Пишикин А. А., Альтер М. А., Щеглов Э. М., Семенов О. А., Логвинов Н. В., Титов В. Н., Иноземцев Н. С. Анализ отклонений в ходе доменной плавки в задувочном периоде и меры по их предотвращению и устранению. *Бюллетень научно-технической и экономической информации «Черная металлургия»*. 2022. Том 78, № 8. С. 3–11. DOI: 10.32339/0135-5910-2022-8-671-681

References

1. Urbanovich, G. I., Alter, M. A., Kaporulin, V. V. et al. (1992). Izmenenie temperatury v gorne domennoi pechi vo vremia dlitelnoi ostanovki i puska posle nee [Temperature change in the hearth of a blast furnace during a long stop and start after

it]. *Metallurg*, (5), 23

2. Chernobrivets, B. F., Alter, M. A., Emel'yanov, V. L., & Kaporulin, V. V. (1995). Blowing-in a blast furnace after a long-term shut-down without discharging saw-iron and filling in water. *Metallurgist*, 39, 176. https://doi.org/10.1007/BF00740810

3. Kitaev, B. I., Iaroshenko, Yu. G., Lazarev, B. L. (1966). *Heat exchange in the blast furnace*. Moscow. P. 355 [in Russian]

4. Zhendzyan, S. V. (1927) *The construction and operation of blast furnaces*. Kharkov, Proletarian. P. 774 [in Russian]

5. Krasavtsev, N., & Sirovski, I. (1947) *Outline of Iron Metallurgy*. Moscow. P. 492 [in Russian]

6. *Resolutions Adopted by All-Union Conference of Ironmakers*. (1951). Magnitogorsk, Metallurgisdat, 9-12

7. Rorick, F. C. (2006). Lecture 14 - Challenging Blast Furnace operation. *Blast Furnace and Iron-making an intensive course*. McMaster University, Hamilton, Ontario, Canada, P. 1–65

8. Kudoyarov, M. S., Zhigulev, P. G., Parfenov, Y. G. et al. (1968). Blowing in a blast furnace after major overhaul. *Metallurgist*, (12), 522-524. https://doi.org/10.1007/BF00734160 (Without firewood)

9. *Proceedings of the AIME Blast Furnace, Coke Oven and Raw Materials Conference : Session: Blowing in Practice* (1953, Apr. 21), Buffalo, 216-245

10. Kutner S. M. (1984). Blast Furnace Blow-in technology Abroad. *Chermet Informatsiya*, (1), P. 43 [in Russian]

11. Zherebin, B. N. (1980). *Blast Furnace Management Practice* (pp. 73-98). Moscow [in Russian]

12. Ostrouhov, M. Ya. (1937). *Blast furnace gasman operator* [3rd ed.]. Kharkov. P. 246 [in Russian]

13. Alter, M., & McGovern, C. (2013, May 6-9) The Best way to Blow-In of Blast Furnace: Definition, Philosophy, Theory, and Practical Approach. *AISTech-2013 Proceedings*, Pittsburgh, PA, 367-379

14. Durfee, W. W. et. al. (1949). U.S. Patent No. 2468738. U.S. Patent and Trademark Office

15. Geerdes, M., Toxopeus, H., & Van der Vliet, C. (2004). *Modern Blast Furnace Ironmaking* (pp. 105-110). Verlag Stahleisen GmbH, ISBN 3-514-00713-6

16. Wakelin, D., & Fruehan, R. (1999). *Making, Shaping and Treating of Steel (Iron Making)* (pp. 699-739, chapter 10). Pittsburgh : The AISE Steel Foundation

17. Vegman, E. F., Zherebin, B. N., Pohvisnev, A. N. et al. (2004) *Metallurgy of cast iron* [3rd ed., revised.]. Moscow. P. 774 [in Russian]

18. Kaporulin, V. V., Chernobrivets, B. F., Urbanovich, G. I., Emel'yanov, V. L., & Alter, M. A. (1986). USSR Author's Inventor's Certificate No 1424342. USSR State Committee for Inventions and Discoveries

19. Galiev, G. G., Krivonosov, V. I., Ponomarev, F. P. et al. (1976) Zaduvka domennoi pechi s primeneniem prirodnogo gaza [Blowing-in a Blast Furnace with natural gas]. *Metallurg*, (2), 15-17

20. Zherebin, B. N. et. al. (1976) USSR Author's Inventor's Certificate No 519474. USSR State Committee for Inventions and Discoveries

21. Grigor'ev, V. N., Yarikov, I. S., Alter, M. A., Emel'yanov, V. L., & Loginov,

A. M. (1999) Principles for formulating blow-in charge and choosing blast conditions in blast furnace start-up. *Steel in translation*, vol. 29 (2), 1-8

22. Kaporulin, V. V., Chernobrivets, B. F., Alter, M. A., Urbanovich, G. I., & Emel'yanov, V. L. (1989) Some problems in blast furnace blowing in. *Steel in the USSR*, vol. 19 (6), 236-239

23. Kaporulin, V. V., Grigorev, V. N., Alter, M. A. et al. (1989). Efficient thermal hearth preparation for blowing in of blast furnace. *Steel in the USSR*, 19(10), 419-422

24. Chernobrivets, B. F., Kaporulin, V. V., & Zavidonskiy, V. A. (1992). *Practice of Ironmaking*. Moscow. P. 111 [in Russian]

25. Nekrasov, Z. I. et al. (1986). USSR Author's Inventor's Certificate No 1225858. USSR State Committee for Inventions and Discoveries

26. Zhembus, M. D., Monarshuk, A. P., Ogurtsov, A. P., Vasiuchenko, A. I. (1986). Forced blow-in of blast furnaces with reduced coke consumption. *In book "Saving Coke in Blast Furnace"*. Moscow, P. 23-28 [in Russian]

27. Zhembus, M. D., Monarshuk, A. P., & Zuenok, G. A. (1986). Primenenie azota pri razduvke domennykh pechei [Using nitrogen in blast furnace blowing operations]. *Metallurgical and mining industry*, (2), 7-9

28. Borodulin, A. V., Vasuchenko, A. I., Dmitrenko, K. A., Kostenko, G. P., Listopadov, V. S., Mozharenko, N. M., & Chaika, A. L. (2006) Hot-Nitrojen Injection in Starting a 5000 m^3 Blast Furnace. *Steel in Translation*, 36(9), 28-32

29. Zhembus, M. D., Monarshuk, A. P., & Borodulin, A. V. (1987). Teplovaia rabota domennoi pechi v period razduvki [Thermal work of the blast furnace during the blow-up period]. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*, (6), 145-146

30. Yankovskij, A. S., Maryasov, M. F., Borodulin, A. V. et al. (1988). Razduvka domennoi pechi s primeneniem azota [Blast furnace blow-in with nitrogen]. *Metallurg*, (11), 29

31. Demidov, V. A., Taranetzc, A. I., & Kotov, V. V. (2005). Tekhnologiia vyduvki i zaduvki domennoi pechi s ispolzovaniem azota [Blast furnace blow-down and blow-in technology using nitrogen]. *Metal and Casting of Ukraine*, (5), 16-20

32. Paren'kov, A. E., Mishin, Yu. P., Vegman, E. F. et al. (1983). Issledovanie domennogo protsessa v zaduvochnyi period pri vduvanii kisloroda v tsentralnuiu chast gorna [Blast Furnace Startup with Oxygen Injection in the Central Region]. *Izvestiya. Ferrous Metallurgy*, (5), 20-24

33. Parenkov, A. E., Rostovskij, A. V., & Mihajlov, A. V. (1997). Blast furnace blowing on steam-air blast. *Materials of the 51st student scientific and technical conference*, Moscow, MISiS

34. Mikhailov, V. G., Semenov, O. A., Gavrikov, Iu. V., Prokhorova, T. V., & Inozemtsev, N. S. (2014). Opyt promyshlennogo proizvodstva aglomerata dlia zaduvki domennykh pechei [Experience in industrial production of agglomerate for blow-in BF]. *Ferrous Metallurgy. Bulletin of Scientific, Technical and Economic Information*, (10), 34-38

35. Shcheglov, E. M., Kholodnyi, D. P., Grachev, S. N. et al. (2014). Improving the Technology for the Blow-In of Blast Furnaces After Class-I and Class-II overhauls. *Metallurgist*, 57, 1082-1087. https://doi.org/10.1007/s11015-014-9849-7

36. Sarkisyantz, A. S. (1937). Некоторые выводы из теории доменного процесса [Some conclusions from the theory of blast furnace process]. *Steel*, (1)

37. Borodulin, A. V., Gorbunov, A. D., Romanenko, V. I., & Sushhev, S. P.

(2006). *Blast furnace in the energy dimension*. Dneprodzerzhinsk. P. 542 [in Russian]

38. Grigorev, V. N., Monaenkov, C. K., Shepetovsky, E. A., Alter, M. A., & Emel'yanov, V. L. (1999). RU Patent No. 2132390. Russian agency for patents and trademarks

39. Grigorev, V. N., Monaenkov, C. K., Shepetovsky, E. A., Alter, M. A., & Emel'yanov, V. L. (1999). RU Patent No. 2164242. Russian agency for patents and trademarks

40. Pishikin, A. A., Al'ter, M. A., Shcheglov, E. M., Semenov, O. A., Logvinov, N. V., Titov, V. N., & Inozemtsev, N. S. (2022) Analiz otklonenii v khode domennoi plavki v zaduvochnom periode i mery po ikh predotvrashcheniiu i ustraneniiu [Analysis of deviations during the blast furnace smelting in the blow-in period and measures to prevent and eliminate them]. *Ferrous Metallurgy. Bulletin of Scientific, Technical and Economic Information*, 78 (8), 671-681. https://doi.org/10.32339/0135-5910-2022-8-671-681

M. A. Alter[1], Ph. D. (Tech.), ORCID 0009-0009-3709-5449
O. L. Chaika[2], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Head of Laboratory, ORCID 0000-0003-1678-2580
B. V. Kornilov[2], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-5544-3023
A. O. Moskalyna[2], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-9552-2853

[1] *"ALTER Blast Furnace consulting"*
[2] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

ANALYSIS OF THE DEVELOPMENT OF BLAST FURNACE BLOWING TECHNOLOGIES IN THE 20TH AND 21ST CENTURIES

Abstract. The article discusses the trends and classification of blast furnace blowers over the past 100 years. The development of blower technology is divided into 3 periods: The 1st period lasted until the end of the 30s of the XX century, characterized by a lack of scientific knowledge, mysticism and based on previous experience; the 2nd period - until the early 70s, when the "traditional" blower technology was mastered with one problem - difficulties with opening the first releases and simultaneous overheating of the top; the 3rd period continues today, it includes the development of new methods for intensifying heat transfer during blowing and scientific generalization of blower techniques. The main tasks of blowdown are to bring the blast furnace back to normal operation in a short time, in compliance with safety rules, without significant costs, and to preserve the blast furnace and auxiliary equipment for long-term productive operation. These tasks are closely linked to the design features of blast furnaces, including the cooling system, lining type and furnace size, which have steadily increased from less than 500 m^3 to 5,600 m^3. The complexity of understanding the processes of heating the charge column during the blowing period with the formation of a gas flow and a cohesion zone in it is the reason for numerous discussions about rational blowing methods: methods for calculating and placing layers of the blast furnace charge, the use of various hot blast additives (nitrogen, natural, blast furnace or coke oven gas, oxygen, steam, etc.), the rate of increase in hot blast flow and its temperature, the trend of

pressure drop along the height of the charge column. The use of wood in the blast charge, the installation of constrictor rings in air tuyeres or the closure of a part of the tuyeres for blowing are discussed. Recommendations for blast furnace blowers are given. A comparison of "traditional" blowing with "progressive" blowing and blowing with nitrogen developed at the Iron and Steel Institute National Academy of Sciences of Ukraine are presented.

Key words: Blast Furnace, Blow-In, Technology, Durfee Pipe, Firewood, Nitrogen, Natural Gas, Injection.

For citation: Alter, M. A., Chaika, O. L., Kornilov, B. V., & Moskalyna, A. O. (2023). Analysis of the development of blast furnace blowing technologies in the 20th and 21st centuries. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 26-49. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-26-49

Стаття надійшла до редакції збірника 02.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 15.09.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-50-61
УДК 669:162.1

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
А. В. Сова[1], к.т.н., ORCID 0009-0001-9149-6456
К. В. Шмат[1], асистент
М. М. Олексієнко[1], аспірант

[1] *Український державний університет науки і технологій*

ОЦІНКА ПРОЦЕСІВ РУЙНУВАННЯ ТА СПОСОБІВ СТАБІЛІЗАЦІЇ АГЛОМЕРАТУ

Анотація. Актуальною проблемою в умовах сьогодення є вдосконалення технології та покращенню якісних характеристик залізорудного агломерату. У статті розглянуто особливості механічної обробки агломерату в різних пристроях та виконано аналіз ефективності стабілізації агломерату за міцністю і крупністю в стабілізаторі барабанного типу. Відмічається, що істотним недоліком цього пристрою є відсутність достатнього аргументування вибору конструкційних і технологічних параметрів роботи барабана-стабілізатора. Для дослідження впливу конструкційних і технологічних параметрів роботи пристрою барабанного типу на руйнування агломерату розроблена математична модель. Запропонована модель дозволяє визначити характеристики барабана, величину і види енергетичних навантажень, які діють на матеріал при різних технологічних і конструкційних параметрах роботи пристрою. Визначено, що енергія навантаження, яка діє на агломерат, залежить від наступних факторів: радіуса барабана, частоти обертання, кількості та ширини полиць, ступеню завантаження пристрою агломератом. Доведено, що для стабілізації агломерату за крупністю та міцністю в пристрої барабанного типу необхідно виділити три характерні зони з різним механізмом руйнування, шляхом зменшення величини та кількості полиць в них: дроблення - з максимальною необхідною величиною загальних та ударних навантажень; стабілізації характеристик за крупністю за рахунок зменшення ударних навантажень; стирання, яке має забезпечити мінімізацію ударних навантажень, з основною дією сил, які дозволять видалити гострі виступи для надання агломерату кулястої форми. Запропоновано оптимальні конструкційні та технологічні параметри барабана-стабілізатора, які дозволять забезпечувати необхідний рівень початкових навантажень на агломерат в межах 60-100 Дж/кг з подальшим зменшенням енергетичних сил до 30-40 Дж/кг агломерату.

Ключові слова: барабан-стабілізатор, агломерат, навантаження, гранулометричний склад, міцність.

Посилання для цитування: Оцінка процесів руйнування та способів стабілізації агломерату / В. В. Бочка, К. Г. Нізяєв, М. В. Ягольник, А. В. Сова,

К. В. Шмат, М. М. Олексієнко // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 50-61. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-50-61

Стан питання. Сучасна технологічна схема виробництва агломерату передбачає його механічну обробку в агрегатах різної конструкції. У зв'язку з цим було проведено аналіз характеристик твердих тіл, які відображають їх здатність чинити опір деформаціям і руйнуванню під дією навантажень [1-4].

Причинами руйнування спеченого агломерату – антропогенного багатокомпонентного матеріалу є показники міцності фаз міжблокової зв'язки, внутрішні напруження, які виникають під час спікання та охолодження, наявність великих пор, неспечених крупних компонентів шихти, тріщин. Міцність агломерату залежить і від його крупності.

Виділення зі спеченого агломерату міцної складової, зі стабілізацією його крупності (5-40 мм), складу та властивостей без утворення значної кількості дріб'язку (0-5 мм) є задачею етапу його механічної обробки.

Визначено основні вимоги для ефективної стабілізації агломерату під час механічної обробки:

– спільна дія сил удару, стирання та розколювання;

– зменшення енергії навантаження по ходу обробки зі 100 до 30-40 Дж/кг зі зменшенням крупності самих кусків.

Розглянуто особливості механічної обробки агломерату в різних пристроях. В сучасних умовах агломерат перед відправленням у доменний цех піддається механічній обробці переважно в дробарках різного типу та подальшому відсіванню на грохотах різної конструкції. Недоліком використання дробарок є відсутність можливості контролю необхідної величини навантаження, прикладеного на агломерат, та переважна однотипність діючих сил руйнування. Це призводить до подрібнення кусків з утворенням значної кількості дріб'язку, а не ефективного виділення зі спеченця міцної складової. Сучасні грохоти не пристосовані до руйнування агломерату, а виконують лише відсів дріб'язку, що не дозволяє у повній мірі реалізувати внутрішні напруження у кусках і стабілізувати його склад і крупність.

Встановлено, що агрегатом, який забезпечує водночас дію сил удару, стирання та розколювання є барабан-стабілізатор (рис. 1) [5], робочий простір якого обладнано певною кількістю полиць. Механічна обробка в ньому здійснюється при взаємодії кусків різної форми та крупності, що рухаються за своїми траєкторіями. Він використовується після зубчатої дробарки для обробки спеченця крупністю 0-100 мм (рис. 2).

Встановлено, що істотним недоліком цього пристрою є відсутність

достатнього аргументування вибору конструкційних і технологічних параметрів роботи барабана-стабілізатора, що не дозволяє ефективно управляти механізмом стабілізації агломерату.

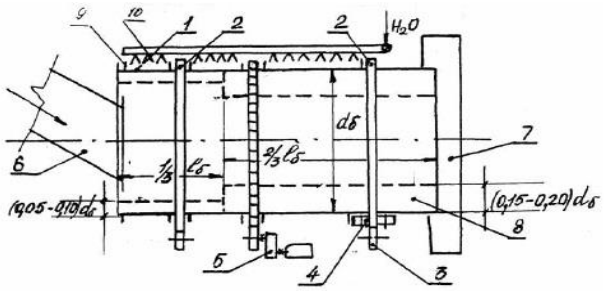


Рисунок 1 – Схема пристрою барабанного типу.

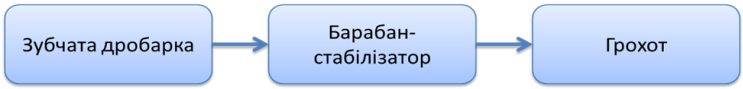


Рисунок 2 – Схема механічної обробки з використанням барабана-стабілізатора.

Мета роботи: теоретична оцінка процесів руйнування агломерату при його механічній обробці та пошук способів ефективної стабілізації залізорудного агломерату.

Матеріали та методики. Для дослідження впливу конструкційних і технологічних параметрів роботи пристрою барабанного типу на руйнування агломерату розроблена математична модель, яка включає наступні блоки (рис. 3).

Модель розроблена на основі математичної моделі роботи кульового млина при подрібненні матеріалів металічними шарами однакового розміру з урахуванням, що зсередини барабан - стабілізатор має полиці, а в якості тіл дроблення використовуються куски агломераційного спеченця, який характеризується неправильною формою (коефіцієнт форми характеризує ступінь наближення форми куска до кулястої) [6-7].

Математична модель дозволяє визначити частоту обертання барабана, при якій агломерат починає рухатися у водоспадному режимі, кількість цього агломерату, траєкторію, час і швидкість падіння кусків в просторі барабана, а також величину і види енергетичних навантажень, які діють на матеріал при різних технологічних і конструкційних параметрах роботи пристрою. Її вихідними параметрами є величина загальної енергії навантаження, яка складається з енергій удару, стирання та розколювання.



Рисунок 3 – Структура моделі руйнування агломерату
в агрегаті барабанного типу.

Визначено, що енергія навантаження, яка діє на агломерат, залежить від наступних факторів: радіуса барабана, частоти обертання, кількості та ширини полиць, ступеню завантаження пристрою агломератом. Довжина барабана та кут його нахилу впливають на час знаходження агломерату в пристрої. Проведена оцінка впливу цих факторів на величину та вид енергії навантаження на 1 кг агломерату.

Як показано на рис. 4а, зміна частоти обертання барабана суттєво впливає на величину та вид енергії навантаження. Зміна частоти до 7 об/хв не призводить до значних змін величини та характеру енергії навантаження. Зі збільшенням частоти обертання до 8-10 об/хв значно зростає величина загальної енергії навантаження за рахунок збільшення ударних сил і максимальну величину сил стирання та розколювання. Подальше збільшення частоти обертання призводить до значного зростання загальної енергії навантаження за рахунок прудкого росту ударних сил і зменшення сил стирання та розколювання. Це призведе до значного перенавантаження та подрібнення агломерату.

З рис. 4б видно, що збільшення радіуса барабана до 1,5 м призводить до плавного зростання енергетичних навантажень на куски агломераційного спеченця. Зі збільшенням радіуса >1,5 м починається активне зростання ударного навантаження по відношенню до сил стирання та розколювання.

Збільшення кількості та ширини полиць призводить до пропорційного росту усіх видів енергії, рис. 4в, 4г. Пояснюється це тим, що кількість та ширина полиць впливають на динаміку руху кусків в барабані шляхом збільшення частки агломерату, який рухається водоспадним режимом, а, отже, підвищуючи інтенсивність енергетичних навантажень.

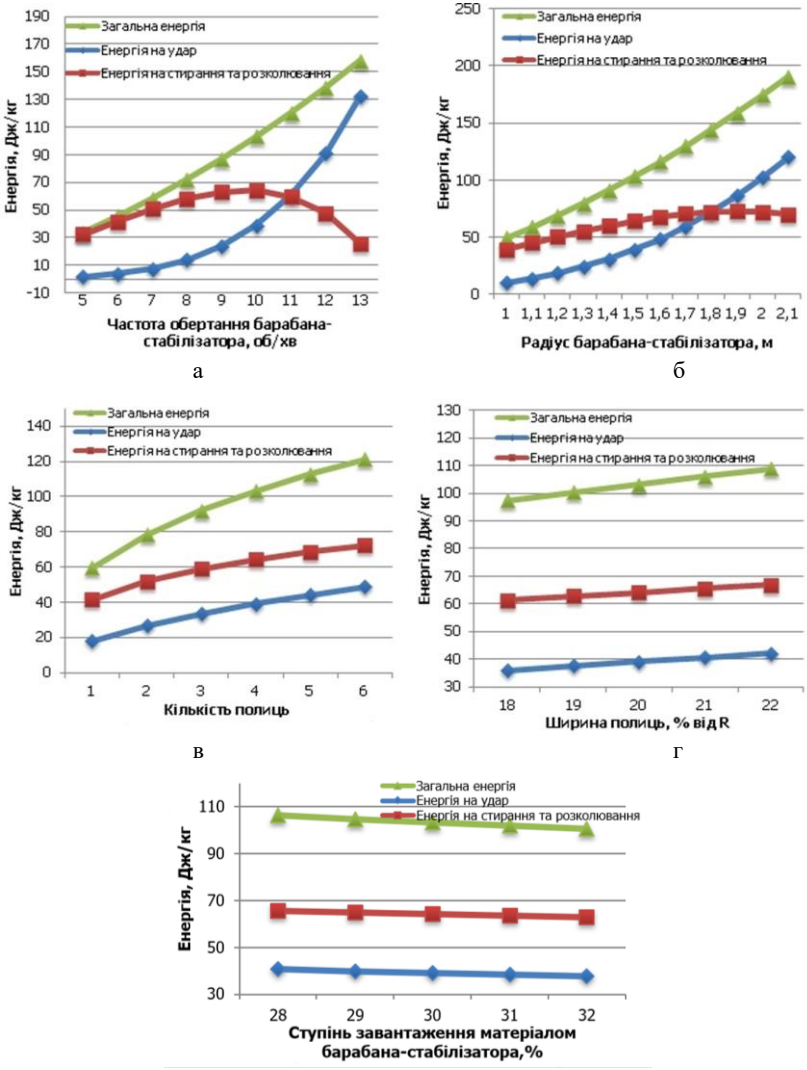


Рисунок 4 – Взаємозв'язок енергії навантаження
та параметрів барабанного пристрою.

Зростання ступеня завантаження матеріалом барабана-стабілізатора в незначній мірі призводить до підвищення частки енергії стирання та розколювання, рис. 4д. Це відбувається через збільшення кількості агломерату, що рухається водоспадним режимом.

Рекомендується заповнювати робочий простір барабана в межах 15-30%, оскільки з урахуванням ваги самого пристрою збільшується механічне навантаження на привід барабана.

На основі результатів дослідження отримано рівняння множинної регресії залежності величини загальної ($E_к$) та ударної ($E_{уд}$) енергій від конструкційних і технологічних факторів, які впливають на процес руйнування кусків в барабані:

$$E_к = 0{,}02927 * n_{об}^{1,61} * R_б^{3,82} * n_п^{0,39} * h_п^{0,55} * \varphi^{0,57},\ R^2=99.6\%,$$

де $n_{об}$ – кількість обертів барабана-стабілізатора за хвилину; $R_б$ – радіус барабана-стабілізатора; $n_п$ – кількість полиць; $h_п$ – ширина полиці; φ – ступінь завантаження.

$$E_{уд} = 4{,}103 * 10^{-6} * n_{об}^{4,63} * R_б^{5,34} * n_п^{0,55} * h_п^{0,77} * \varphi^{0,41},\ R^2=98.6\%.$$

Енергія, що витрачається на руйнування стиранням та розколюванням, визначається різницею загальної та ударної енергій. Використання наведених рівнянь надає можливість обґрунтованого вибору раціональних параметрів конструкції пристрою барабанного типу. Крім того, вони дозволяють за заданими величинами наведених факторів визначати технологічні параметри механічної обробки кусків спеченця, що забезпечать отримання агломерату заданої крупності та форми.

Для забезпечення оптимальної дії механічних навантажень у барабані (зменшення енергії та виду навантаження по ходу обробки), запропоновано виділити у пристрої три характерні зони з різним механізмом руйнування агломерату: дроблення - з максимальною необхідною величиною загальних та ударних навантажень (70-100 Дж/кг); стабілізації характеристик за крупністю при мінімальному утворенні дріб'язку за рахунок зменшення загальних та ударних навантажень (50-60 Дж/кг); стирання, яке має забезпечити мінімізацію ударних навантажень, з основною дією сил, які дозволять видалити гострі виступи для надання агломерату кулястої форми (30-40 Дж/кг). Створення робочих зон в барабані з метою зниження величини енергії руйнування можливе завдяки зміні кількості та ширини полиць в робочих зонах пристрою.

В лабораторії кафедри металургії чавуну і сталі Українського державного університету науки і технологій (УДУНТ) проведено експериментальне дослідження зміни гранулометричного складу спеченця в дослідному барабані [1] радіусом 0,5 м, частотою обертання – 25 об/хв, ступенем завантаження агломератом 30%, кількістю полиць – 6, їх шириною – 21% від радіуса барабана. У першому випадку (*) кількість та ширина полиць залишали незмінною. У другому випадку (**) для створення трьох робочих зон у дослідному

барабані після хвилини обробки була проведена зміна кількості полиць до 3, а їх ширини – до 19% від радіуса барабана, а після подальших півтори хвилин обробки агломерату – кількість полиць зменшили з 3 до 1, а ширину – до 17% від радіуса барабана.

Результати. Результати дослідження зміни крупності агломерату під час обробки у барабані з незмінною кількістю та шириною полиць (*), та у барабані з робочими зонами (**) представлені у табл. 1.

Як видно з табл. 1, в барабанах обох конструкцій основне руйнування крупних фракцій відбувається на початковому етапі механічної обробки. При цьому продуктами руйнування крупних кусків здебільшого є фракції крупністю більше 5 мм (5-10; 10–25; 25–40 мм). Фракція 0-5 мм утворюється в межах 10%, а фракція 10–25 мм – майже 50%. Наведений характер руйнування свідчить про те, що саме на цьому етапі з крупних кусків починають виділятися більш міцні складові, якими є вищеназвані блоки. Основними причинами руйнування є високий рівень реалізації внутрішніх напружень і руйнування кусків по найбільшим порам та на контактах фаз.

Таблиця 1 – Вплив механічної обробки агломерату в пристрої барабанного типу на його гранулометричний склад.

Час об-роб-ки, хв	Вміст фракції, %									
	0-5 мм		5-10 мм		10-25 мм		25-40 мм		40+ мм	
	*	**	*	**	*	**	*	**	*	**
0	0	0	0	0	0	0	0	0	100	0
1	10,2	10,4	13,62	13,3	45,74	43,9	21,05	22,24	9,36	10,16
2	14,2	13,4	17,4	16,9	45,8	46,2	16,78	16,42	5,82	7,13
3	16,4	15,0	22.1	21,8	48,47	48,7	8,5	9,3	4,58	5,2
4	21,0	18,1	22,3	22,1	46,17	47,8	6,3	7,45	4,23	4,6

При подальшій обробці агломерату, характер руйнування кусків в барабанах дещо змінюється – крім фракції більше 40 мм починає руйнуватися фракція 25–40 мм. При цьому продуктами руйнування даної фракції є в основному куски крупністю 0-5 і 5-10 мм. Подальша механічна обробка призводить до стабілізації найбільш міцних фракцій 5-10 і 10-25 мм. Після 3 хвилин обробки відбувається небажане значне подрібнення спеченця з утворенням дріб'язку 0-5 мм, при відсутності суттєвого покращення його гранулометричного складу.

Зниження навантаження на куски спеченця починаючи з другої хвилини обробки в барабані з робочими зонами (**) призводить до зменшення кількості дріб'язку у порівнянні з барабаном без зменшення кількості та ширини полиць на 6-9% щохвилинно. Вміст агломерату фракцією 5-10 мм лишається на тому самому рівні, а вміст фракцій 10-

25 мм, 25-40 мм, та в незначній мірі фракції більше 40 мм – збільшується.

Порівняння гранулометричного складу показало позитивний вплив використання барабана з різними робочими зонами на механічну обробку агломерату.

Завдяки результатам моделювання та експериментальних досліджень встановлено, що для забезпечення оптимальної механічної обробки та отримання агломерату, стабілізованого за міцністю та крупністю (5-40 мм), пристрій барабанного типу повинен мати наступні характеристики: радіус барабана – 1,25–1,75 м; частота обертання – 8-10 об/хв; кількість полиць – від 6 (1 зона), – 3-5 (2 зона) та – 0-2 (3 зона); ширина полиць - 20-22% від радіуса барабана (1 зона), – 18-20% (2 зона) та – 16-18% (3 зона); ступінь завантаження барабана – 15-30%; кут нахилу 4-6 град.; довжина барабана 7,5-10 м (рис. 5).

Дана конструкція дозволяє забезпечувати необхідний рівень початкових навантажень на агломерат в межах 70-100 Дж/кг з подальшим зменшенням енергетичних сил до 30 Дж/кг.

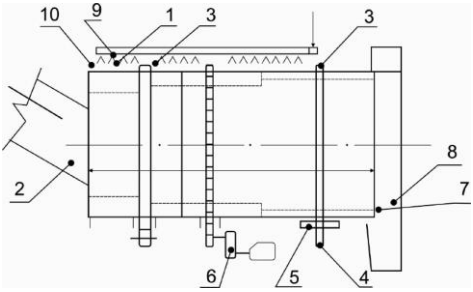


Рисунок 5 – Схема барабана-стабілізатора: 1- барабан; 2- завантажувальна лійка; 3- бандажі; 4- опорні ролики; 5- упорні ролики; 6- привід; 7- полиці; 8- розвантажувальна камера; 9- форсунки для зрошення пристрою водою; 10- кільцеві ребра.

Це підтверджується розрахунком енергетичних навантажень на агломерат у барабані радіусом 1,25 м, частотою обертання – 9 об/хв, ступенем завантаження агломератом 30%, зміною в робочих зонах кількості полиць з 6 до 3 і 1, та їх ширини – з 21% до 19% і 17% від радіуса барабана (рис. 6).

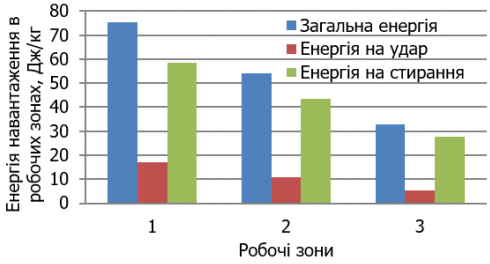


Рисунок 6 – Залежність енергії руйнування від кількості та ширини полиць в робочих зонах барабана-стабілізатора.

Окрім покращення якості агломерату, перевагою запропонованої схеми є те, що використання барабана-стабілізатора як пристрою для ефективної стабілізації та охолодження спеченця дає можливість зменшити кількість етапів та агрегатів механічної обробки, що позитивно вплине на зниження витрат на будівництво й експлуатацію агрегатів і витрати електроенергії.

Оцінка ефективності розробленої технології визначалася шляхом порівняння характеристик агломерату, виготовлених за класичною та запропонованою схемою.

Дослідження проводили наступним чином. Першу пробу спікали після класичної схеми підготовки шихти, після чого спеченець проходив механічну обробку шляхом скидання з копра (який забезпечує ударні навантаження) та подальшим грохоченням. Другу пробу готували до спікання за запропонованою технологією підготовки шихти. Її механічна обробка полягала у тому, що після скидання з копра, куски потрапляли в дослідний барабан з різними зонами, і лише після цього проводилося грохочення.

Порівняння характеристик агломератів, отриманих за класичною та запропонованою технологією представлене у табл. 2, 3 та на рис. 7.

Як видно з результатів дослідження, агломерат, виготовлений за запропонованою технологією, характеризується: рівномірністю гранулометричного складу, збільшенням коефіцієнту форми кусків, збільшенням вмісту FeO та загального вмісту заліза, реалізацією внутрішніх напружень, що дозволить запобігти подрібненню агломерату під час транспортування, зберігання та завантаження в доменну піч.

Збільшення вмісту дріб'язку в агломераті після обробки за запропонованою технологією на 7.1% компенсується збільшенням його міцності після спікання шихти, підготовленої з використанням заданого композита.

Таблиця 2 – Гранулометричний склад агломерату до та після стабілізації.

Вид агломерату	Гранулометричний склад, %				
	40+ мм	25-40 мм	10-25 мм	5-10 мм	0-5 мм
Вихідний	16,3	18,2	28,5	19,2	17,8
Стабілізований	4,15	13,35	30,5	27,1	24,9

Таблиця 3 – Коефіцієнт форми кусків до та після стабілізації.

Вид агломерату	Коефіцієнт форми					
	60+ мм	40-60 мм	25-40 мм	10-25 мм	5-10 мм	0-5 мм
Вихідний	0,75	0,8	0,82	0,84	0,86	0,91
Стабілізований	-	0,83	0,86	0,91	0,94	0,96



а б

Рисунок 7 – Вид агломерату до (а) та після (б) механічної обробки в дослідному барабані.

Після грохочення стабілізованого агломерату, вміст дріб'язку в ньому складає близько 3-4%, у той же час як у класичного – 10-12%. Отримані навантаження в запропонованому барабані-стабілізаторі дозволяють виділити міцну складову спеченого продукту та уникнути подрібнення агломерату до потрапляння в доменну піч, на відміну від звичайного агломерату.

Рівномірність гранулометричного складу агломерату та зменшення кількості дріб'язку позитивно впливає на порозність і газопроникність шару шихти, що покращує умови роботи доменної печі.

Використання запропонованої схеми отримання стабілізованого за крупністю та міцністю агломерату дозволить зменшити вміст дріб'язку в ньому з 12 до 3-4% без збільшення кількості звороту, що призведе до зниження питомої витрати коксу на 4%, та збільшення продуктивності на 8%.

Висновки

1. Визначено основні вимоги для ефективної стабілізації агломерату за гранулометричним складом і міцністю під час механічної обробки: спільна дія сил удару, стирання та розколювання; зменшення енергії навантаження по ходу обробки зі 100 до 30-40 Дж/кг зі зменшенням крупності самих кусків.

2. Розроблена математична модель руйнування агломерату в пристрої барабанного типу. Визначено конструкційні та технологічні фактори, які впливають на процес руйнування кусків в барабані: його радіус, частота обертання, кількість та ширина полиць, ступінь завантаження барабана матеріалом. Моделювання дозволило визначити характер впливу цих факторів на величину та вид енергії навантаження на агломерат.

3. Доведено, що для стабілізації агломерату за крупністю та міцністю в пристрої барабанного типу необхідно виділити три характерні зони з різним механізмом руйнування, шляхом зменшення

величини та кількості полиць в них: дроблення - з максимальною необхідною величиною загальних та ударних навантажень; стабілізації характеристик за крупністю за рахунок зменшення ударних навантажень; стирання, яке має забезпечити мінімізацію ударних навантажень, з основною дією сил, які дозволять видалити гострі виступи для надання агломерату кулястої форми.

4. Запропоновано оптимальні конструкційні та технологічні параметри барабана-стабілізатора, які дозволять забезпечувати необхідний рівень початкових навантажень на агломерат в межах 60-100 Дж/кг з подальшим зменшенням енергетичних сил до 30-40 Дж/кг агломерату.

Перелік посилань

1. Bika D. G., Gentzler M., Michaels J. N. Mechanical properties of agglomerates. *Powder technology*. 2001. Vol. 117. No. 1-2. P. 98-112.

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

3. Bhagat R. P. *Agglomeration of iron ores*. CRC Press, 2019.

4. *Теоретические основы производства окускованного сырья : учебное пособие для высших учебных заведений* / Д. А. Ковалёв и др. Днепропетровск : ИМАпресс, 2011. 476 с.

5. Барабан-стабілізатор із завантажувальним пристроєм: пат. 100418 Україна. Опубл. 27.07.2015. Бюл. №14.

6. Ryabchikov M. Y., Grebennikova V. V. Simulation of the combined effect of production factors on metallurgical sinter mechanical strength. *Metallurgist*. 2013. Vol. 57. No. 3-4. P. 274-283.

7. Kahrizsangi H. S., Barletta D., Poletto M. Mechanical properties of agglomerates produced by the mechanical vibration of cohesive powders. *KONA Powder and Particle Journal*. 2016. Vol. 33. P. 287-295.

References

1. Bika, D. G., Gentzler, M., & Michaels, J. N. (2001). Mechanical properties of agglomerates. *Powder technology*, 117(1-2), 98-112

2. Lialiuk, V. P. et al. (2017). *Sovershenstvovanye tekhnolohyy y oborudovanyia proyzvodstva zhelezorudnoho syria dlia sovremennoi domennoi plavky*. Dyanat

3. Bhagat, R. P. (2019). *Agglomeration of iron ores*. CRC Press.

4. Kovalyov, D. A. et al. (2011). *Teoreticheskie osnovyi proizvodstva okuskovannogo syirya: uchebnoe posobie dlya vyisshih uchebnyih zavedeniy*. IMApress

5. Baraban-stabilizator iz zavantazhuvalnym prystroiem: pat. 100418 Ukraina. Opubl. 27.07.2015. Biul. 14.

6. Ryabchikov, M. Y., & Grebennikova, V. V. (2013). Simulation of the combined effect of production factors on metallurgical sinter mechanical strength. *Metallurgist*, 57(3-4), 274-283

7. Kahrizsangi, H. S., Barletta, D., & Poletto, M. (2016). Mechanical properties of agglomerates produced by the mechanical vibration of cohesive powders. *KONA Powder and Particle Journal*, 33, 287-295

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. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0003-2686-8601
A. V. Sova[1], Ph. D. (Tech.), ORCID 0009-0001-9149-6456
K. V. Shmat[1], assistant
M. M. Oleksiienko[1], Ph. D. Student

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

EVALUATION OF DESTRUCTION PROCESSES AND METHODS OF AGGLOMERATE STABILIZATION

Abstract. An urgent problem in today's conditions is the improvement of technology and the improvement of quality characteristics of iron ore agglomerate. The article examines the features of mechanical processing of agglomerate in various devices and analyzes the effectiveness of agglomerate stabilization in terms of strength and size in a drum-type stabilizer. It is noted that a significant drawback of this device is the lack of sufficient reasoning for the selection of structural and technological parameters of the stabilizer drum. A mathematical model was developed to study the impact of structural and technological parameters of the drum-type device on the destruction of agglomerate. The proposed model allows you to determine the characteristics of the drum, the amount and types of energy loads that act on the material at various technological and structural parameters of the device. It was determined that the load energy acting on the agglomerate depends on the following factors: the radius of the drum, the frequency of rotation, the number and width of the shelves, the degree of loading of the device with the agglomerate. It has been proven that in order to stabilize the agglomerate in terms of size and strength in a drum-type device, it is necessary to distinguish three characteristic zones with different destruction mechanisms, by reducing the size and number of shelves in them: crushing - with the maximum required amount of general and shock loads; stabilization of characteristics by size due to reduction of shock loads; abrasion, which should ensure the minimization of shock loads, with the main action of forces that will allow the removal of sharp protrusions to give the agglomerate a spherical shape. The optimal design and technological parameters of the stabilizer drum are proposed, which will allow providing the required level of initial loads on the agglomerate in the range of 60-100 J/kg with a further reduction of the energy forces to 30-40 J/kg of the agglomerate.

Key words: stabilizer drum, agglomerate, load, particle size composition, strength.

For citation: Bochka, V. V., Niziaiev, K. H., Yaholnyk, M. V., Sova, A. V., Shmat, K. V., & Oleksiienko, M. M. (2023). Evaluation of destruction processes and methods of agglomerate stabilization. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 50-61. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-50-61

Стаття надійшла до редакції збірника 23.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-62-75
УДК 669.111.4

М. В. Губинський[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0003-3770-4397
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
О. Є. Меркулов[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-7867-0659
С. М. Губинський[2], н. с., ORCID 0000-0002-4598-5136
В. Ф. Мазорчук[2], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-8512-0727
О. М. Форись[2], аспірант, ORCID 0000-0002-9524-2381

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

ОСОБЛИВОСТІ ПРОЦЕСУ НАВУГЛЕЦЮВАННЯ Fe-C РОЗПЛАВУ ТА ВПЛИВ НА НЬОГО ВИДУ КАРБЮРИЗАТОРІВ

Анотація. Одним з напрямків підвищення конкурентоспроможності вітчизняної продукції металургійної й машинобудівної галузей та переходу до безвуглецевої економіки є розвиток технології отримання синтетичного чавуну. Виробництво синтетичний чавуну забезпечує ефективність та якість ливарного виробництва . Заміна дорогих ливарних і передільних чавунів сталевим брухтом дозволяє знизити собівартість виробництва лиття та використовувати більш якісні матеріали, вільні від шкідливих домішок і включень. Однак їх застосування у складі шихти призводить до необхідності проведення вуглецювання розплаву. Процес навуглецювання розплаву при цьому набуває важливої ролі в багатоланковому ланцюжку отримання виливків. У цій ситуації особливого значення має вибір карбюрізатора, який забезпечить якість кінцевого продукту та зниження витрат при виробництві. Саме це завдання вирішувалося у роботі на основі дослідження процесів навуглецювання Fe-C розплаву та визначення вимог до якості карбюрізаторів та визначення технологічних параметрів їх отримання у агрегатах з електротермічним киплячим шаром. Аналіз досліджень навуглецювання Fe-C розплаву різними видами карбюрізаторів визначив основні фактори які впливають на процес навуглецювання та якість виливок з синтетичного чавуну: технологічні параметри (температура розплаву, ступінь перемішування, вихідний склад розплаву), характеристики карбюрізаторів (вміст золи та її склад, вміст сірки, вміст азоту, кристалічна структура). На основі результатів експериментальних досліджень сформульовані вимоги до оптимальних параметрів карбюрізаторів синтетичного чавуну: вміст золи та газів повинен бути як можливо меншим, кристалічна структура повинна включати 80-90% графітованих матеріалів з кристалічністю більш 100 А при отриманні чавунів з пластинчастим графітом. Це дозволило визначити основні технологічні параметри отримання карбюрізаторів на основі вітчизняної сировини (антрацит донецького родовища): температура термічної обробки 2400-2700°С, тривалість обробки 10 хв.

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

Посилання для цитування: Особливості процесу навуглецювання Fe-C розплаву та вплив на нього виду карбюризаторів / М. В. Губинський, А. В. Сибір, С. С. Федоров, О. Є. Меркулов, С. М. Губинський, В.Ф. Мазорчук, О.М. Форись // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 62-75. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-62-75

Стан проблеми. Процес навуглецювання є багато параметричним та залежить від багатьох технологічних параметрів: температури розплаву, його вихідного хімічного складу, швидкості його перемішування і т. ін., а також від показників якості карбюризаторів: вмісту вуглецю, зольності, вмісту летких та газів, гранулометричного стану та густини. Всі ці параметри впливають на процес розчину вуглецю у розплаві і саме цей процес визначає кінцевий результат виробництва синтетичного чавуну [1-3].

Метою дослідження є визначення оптимальних показників якості карбюризаторів для вироблення синтетичних чавунів та визначення технологічних параметрів для їх отримання при термічній обробці у електротермічному киплячому шарі.

Основний матеріал дослідження. Процес розчину вуглецю досліджено багатьма дослідниками, які моделюють механізм розчину та визначають основні фактори, що впливають на нього [4-22].

Механізм розчину карбюризаторів у розплаві Fe-C це гетерогенний процес за участю трьох фаз: тверда – науглерожувач, рідка - розплав заліза, газоподібна - продукти реакції взаємодії карбюризатора з розплавом або гази, що виділилися з карбюризатора. На зовнішній поверхні карбюризатора відбуваються фізико-хімічні процеси розчину вуглецю та взаємодії вуглецю, заліза та інших елементів, що входять до складу розчину та золи карбюризатора [10, 23].

Сам процес розчину вуглецю в рідкому розплаві заліза має два етапи: відрив плоских пакетів графіту з поверхні карбюризатора за рахунок впровадження заліза в міжбазисні площини графіту чи внаслідок адсорбційного зниження міцності графіту; розчин пакетів [4, 10, 15]. Цей процес залежить від концентрації вуглецю в розплаві та процесу масопереносу від частинки карбюризатора до маси розплаву. Тобто носить дифузійний характер, що підтверджено багатьма дослідниками [4, 10, 15, 19, 23]. Таким чином процес розчину залежить від масопереносу, який як відомо залежить від наступних факторів:

- величини коефіцієнту дифузії;
- різниці у концентрації вуглецю на поверхні карбюризатора (концентрація насичення) та у масі розплаву;

- площі контакту розплаву з частинками карбюризатору.

Основні параметри які впливають на інтенсивність навуглецювання (температура розплаву, інтенсивність перемішування, характеристики карбюризаторів), як правило комплексно впливають на фактори що визначають масоперенос. Крім того необхідно враховувати, що процес розчину є ендотермічним [10, 23]. Основний внесок у зміну ентальпії розплаву під час навуглецювання вносять витрати тепла на нагрівання науглерожувача та тепловий ефект розчинення вуглецю. Він складає 21350 Дж/моль – 31400 Дж/моль і підвищується з ростом концентрації вуглецю.

Вплив температури на процес навуглецювання розплаву заліза. Майже всі експериментальні дослідження вказують, що підвищення температури розплаву приводить до інтенсифікації навуглецювання [4, 5, 9, 10, 12, 15, 16, 18, 19]. Однак вплив температури э багатофакторним. Так при підвищенні температури зменшується в'язкість розплаву і відповідно підвищуєтеся коефіцієнт конвективної дифузії. В той же час за рахунок ендотермічного процесу розчину зменшується його температура. У роботі [24] було зроблено експериментальну оцінку температурного ефекту навуглецювання – зниження температури металу приблизно на 80К на 1% розчиненого вуглецю. Таким чином відбуваються протилежні ефекти, що впливають на процес розчину вуглецю.

Крім того вплив температури також пов'язаний зі зміною в'язкості компонентів золи, які присутні у карбюризаторах. В процесі розчину часток карбюризатора на його поверхні накопичується золовий розчин якій зменшує площу контакту між розплавом та вуглецем, що приводе до зменшення інтенсивності навуглецювання. При підвищенні температури та зменшенні в'язкості розплаву золи, вона транспортується у розплав та відкриває вуглець для розчину. Додатково температура впливає і на величину концентрація насичення вуглецю в розплаві.

Однак всі експериментальні дані свідчать про підвищення швидкості розчину карбюризаторів при підвищенні температури.

Вплив інтенсивність перемішування на процес навуглецювання розплаву заліза. Перемішування розплаву в період навуглецювання може бути пов'язано з електромагнітним перемішуванням у індукційних печах промислової частоти чи близької до неї та при барботажу розплаву. Так як процес навуглецювання обмежується конвективною дифузією, то підвищення швидкості розплаву підвищує коефіцієнт дифузії та забезпечує постійну різницю у концентраціях вуглецю на поверхні карбюризатора та у розплаві. Однак такий ефект характерний тільки до межі, коли частки карбюризатора рівномірно

розташовані у розплаві. Подальше інтенсифікування перемішування не є ефективним.

При використанні перемішування розплаву це є домінуючим фактором у порівнянні з температурою та характеристикою карбюризаторів [4, 12].

Вплив характеристик карбюризатора на процес навуглецювання розплаву заліза. Основними характеристиками карбюризаторів, що впливають на процес навуглецювання є: вміст золи та її склад, гранулометричний склад, кристалічна структура, поруватість, густина. Відомі ряд публікацій, що досліджують ефективність різних видів карбюризаторів на основі співставлення їх використання у експериментальних дослідженнях. Результати досліджень підтверджують вплив вказаних вище факторів, але як правило при зміні виду карбюризатора змінюються декілька факторів разом причому один фактор (частіше вміст золи) є домінуючим, тому аналіз отриманих результатів свідчить не про вплив фактору, а про ефективність карбюризатора відповідного типу з відповідними властивостями. Нижче наведено результати цих досліджень.

У роботі [4] наведено результати навуглецювання чавуну у індукційних печах промислової частоти з інтенсивним перемішуванням. Було досліджено карбюризатори різної природи и ступеня графітації: електродний графіт, тигельний графіт, термоантрацит, кокс, деревинне вугілля, вугілля. Швидкість навуглецювання коливалась від 0,063%/хв у вугілля до 0,132%/хв у електродного графіту з відповідною ступенем засвоєння вуглецю 60% і 95%. Це, як інтерпретують автори, є наслідок впливу вмісту вуглецю у карбюризаторі. Виключенням були кокс і термоантрацит, які мали нижчі показники, що може бути пов’язано з їх структурою на відміну від графітованих карбюризаторів.

Дослідження розчину карбюризаторів різного виду у розплаві заліза при постійній температурі 1350°С наведено в [5]. Процес відбувався у середі аргону протягом до 2 годин. В експериментах були використані наступні карбюризатори графіт, деревинне вугілля та кокс. Деревинне вугілля та кокс були частково демінералізовані за рахунок обробки кислотами, після чого їх зольність знизилася з 7,1% до 1,8% та з12,6% до 3,4% відповідно. Перемішування розплаву практично було відсутнє. В результаті отримано, що концентрація вуглецю в розчині Fe-C, розчиненого з графіту, була вищою, ніж коксу і деревного вугілля, але після демінералізації результати всіх видів карбюризаторів були сходні. Таким чином, визначено, що основним фактором на процес розчину впливає вміст золи. Різниця у структурі карбюризаторів на процес розчину не визначена.

В роботі [8] досліджено розчинення вуглецю в Fe-Mn розплаві при 1550°С чотирьох типів металургійних коксів і графіту. Дослідження проводили за допомогою занурюваних стрижнів у печі опору. Метою дослідження було визначення впливу мікроструктури вуглецевих матеріалів, їх шорсткості та пористості. В результаті визначено що домінуючим фактором на швидкість розчину коксів мали шорсткість поверхні і пористість вуглецевих матеріалів, що впливають на швидкість розчинення. Крім того, розмір кристалітів не мав значного впливу. Запропонований механізм розчинення включає як масообмін, так і міжфразні реакції.

Схожі дослідження наведені в роботі [9], де експериментально досліджено процес розчину австралійських коксів у розплаві Fe-C. Дослідження проведено в діапазоні температур 1450-1550°С за використанням методики накриття карбюризатора і методу сидячої краплі. Швидкість розчинення значно відрізняються для різних зразків коксу. В дослідженнях не було виявлено очевидного впливу структури вуглецю на швидкість його розчинення. Розміри кристалітів дев'яти коксів були схожими.

З підвищенням температури швидкість розчинення вуглецю зростала. Цей ефект виявився сильнішим для коксу, ніж для синтетичного графіту і був пов'язаний з вмістом золи, який у коксів був вищий за графіт. Склад золи та її кількість були визначені як домінуючі фактори, що впливають на швидкість розчинення вуглецю в розплаві. Міжфразні продукти можуть діяти як фізичний бар'єр, що блокує контакт заліза і коксу, зменшуючи площу контакту з розчином.

В роботі [15] проведено експериментальне дослідження розчину вуглецю з 2 різних коксів, виготовлених з австралійського вугілля та синтетичного графіту методом накриття карбюризатора у вакуумній індукційній печі при температурі 1823°К. Основна відмінність у складі золи коксів полягає у різному вмісту заліза та алюмінію. Перший кокс розчинявся в залізі набагато швидше ніж другий, і його швидкість має той самий порядок величини що притаманні синтетичному графіту.

Дослідження [19] спрямовано на визначення параметрів навуглецювання різних видів карбюризаторів при температурах 1623°К-1935°К в індукційній печі. Окислення карбюризаторів виключалося за рахунок подачі у піч аргону. В роботі досліджено синтетичний графіт, кокс, антрацит, низькобітумінозне вугілля. Процес розчинення без перемішування розплаву контролювався масопереносом, а внесок реакцій на межі фаз був відчутним. о деяких частково розчинених зразків коксу під електронним мікроскопом показало, що на поверхні зразка утворюється тонкий (в'язкий) шар золи, що перешкоджає навуглецюванню. Вплив фазових реакцій на межі

карбюрізатор - розплав на розчинення коксу і вугілля в сірковмісних розплавах був більшим, ніж на розчинення графіту.

В роботі [20] наведено результати експериментального дослідження розчинення кальцинованого вугілля із вмістом золи 9-12,6% за температури 1550°С в індукційній печі. Досліджено чотири види вугілля. У двох випадках отримано монотонне збільшення захоплення вуглецю рідким залізом. Для двох інших спостерігалася двоступенева поведінка. На першій стадії, що відповідає короткому часу контакту, швидкість розчинення вуглецю була значно вищою, ніж на другій стадії. Це пояснюється високим рівнем міжфразного блокування продуктами реакції, що призвело до зменшення кількості зон контакту.

Таким чином можливо констатувати, що основною характеристикою карбюризатора, що впливає на інтенсивність процесу навуглецювання є вміст та склад золи, яка фізично зменшує площу контакта часток карбюризатора з розплавом. Крім того визначено вплив міжфразних реакцій які залежать як від складу карбюризатора так і розплаву.

В [4] приведені данні, що підвищення вмісту сірки та кремнію гальмують процес розчину вуглецю, а підвищення вмісту марганця сприяє йому. На основі практичних даних визначено, що кожний відсоток кремнію у розплаві зменшує засвоєння вуглецю на 4-5%. В роботі [9] показано можливість впливу сірки на процес навуглецювання. Утворення міжфазних продуктів, таких як CaS і MnS, може призвести до зниження швидкості розчинення вуглецю. Ці продукти представляють собою фізичний бар'єр, що блокує контакт заліза і коксу. В роботі [10] наведено дані, що підвищення сірки та кремнію зменшують коефіцієнт дифузії при розчині вуглецю. Це також підтверджено результатами досліджень [16], які свідчать, що швидкість розчинення не змінювалася при збільшенні вмісту кремнію на 1,9% і значно зменшувалася при збільшенні вмісту сірки на 1%. Аналогічні дані приведені у [17]. Найбільший вплив на процес навуглецювання чинить кремній, за ним іде марганець, а потім сірка. При збільшенні вихідного вмісту кремнію на 0,11% швидкість поглинання вуглецю знижується на 3-4%; при збільшенні вмісту сірки на 0,1% швидкість поглинання вуглецю знижується на 1-2%; при збільшенні вмісту марганцю на 0,1% швидкість поглинання вуглецю збільшується на 2-3%. Відповідно що до складу карбюризаторів повинно входити як найменш сірки та кремнію.

Велике значення для якості чавуну має вміст азоту [11, 17]. Так міцність сірого чавуну може бути збільшена на 5-7 МПа на кожні 10 ppm збільшення вмісту азоту, а твердість може бути збільшена на 3-4 HBW. Аналіз хімічного складу показав, що нафтовий кокс може

містити значну кількість азоту (кальцинований кокс до 9000 ppm, графіт 100-300 ppm). Но при збільшенні вмісту азоту 120-150 ppm спостерігається зростання пористості виливків. Щоб уникнути цих дефектів карбюризатори повинні мати низький вміст азоту.

Значний вплив на якість виливок має структура графіту та металевої основи, які передаються литому металу та визначають його властивості [4]. Коли карбюризатор містить щільних пластин, то і чавун має тенденцію до кристалізації з аналогічною формою графіту [11]. Теж саме підтверджено дослідженнями [14]. На мікроструктуру чавунів більше впливала кристалічність карбюризаторів. В експериментах отримано більш однорідний склад як графітної фази, так і металевої матриці при використанні кристалічних вуглецевих матеріалів. Цей ефект можливо пояснити наявністю мікронеоднорідностей у розплаві, які пов’язані з процесом розчину вуглецю.

У роботі [26] автори стверджують, що структура початкового вуглецю, використаного для навуглецювання заліза, значно впливає на параметри структури ближнього порядку розплаву, що формується, а також на структуру твердого металу після кристалізації.

Таким чином, структура карбюризатора є важливим параметром, що впливає як на кінетику процесу, так і на мікронеоднорідність розплавів, що формуються під час навуглецювання та структуру чавуну у виливках. Дослідженню саме цього процесу присвячена робота [27]. Авторами визначено здатність графітових матеріалів служити в якості інокулянтів при затвердінні чавунів і пов'язана з фізичною різницею різних типів карбюризаторів. Температура розплаву підтримувалася на рівні 1480–1490°C. Об’єм розплаву у дослідженнях складав 23 кг. Досліджувані матеріали були наступні: звичайний та очищений синтетичний графіт, природний графіт, кальцинований нафтовий кокс, металургійний кокс і вугілля. Ефективність інокуляції графіту була пояснена дисперсією в розплавленому чавуні нерозчинених частинок графіту, які виступають в якості центрів для осадження евтектичного графіту. Процес пов'язаний з розміром кристалітів та вмістом графіту у досліджених карбюризаторах. Виявилося, що розмір кристалітів графіту повинен бути більше 100 А для того, щоб він був ефективним як інокулянт. Неграфітові матеріали не були визнані придатними в якості інокулянтів. В результаті доведено, що інокуляція графітовими матеріалами є ефективним у чавунах з пластівчастим графітом, але не ефективним у чавунах з кулястим або ущільненим вермикулярним графітом.

Таким чином, сумуючи результати попередніх досліджень можливо сформулювати основні вимоги до карбюризаторів:

- вміст золи та газів повинен бути як можливо меншим,

- кристалічна структура повинна включати 80-90% графітованих матеріалів з кристалічністю більш 100 А при отриманні чавунів з пластинчастим графітом.

Результати досліджень термічної обробки антрациту у диапазоні температур 1500-3000°С з витримкою 10-20 хв [28] показали, що для отримання відповідної кристалічності достатньо термічна обробка при температурі 2400-2600°С (рис. 1). При цьому вміст вуглецю складає не менш 99% [29] (рис. 2).

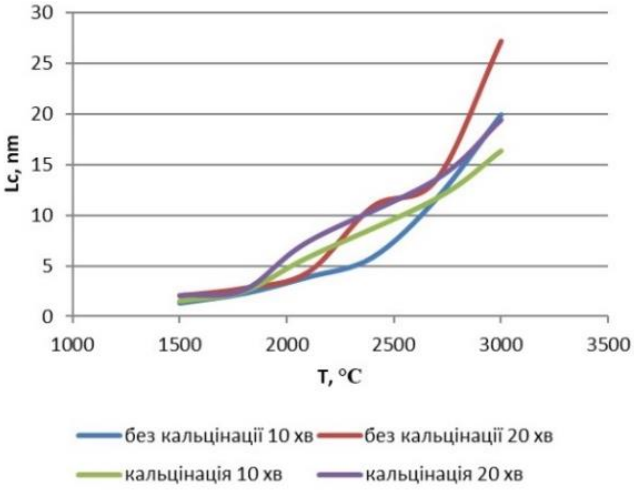


Рисунок 1 – Зміна висоти кристалітів Lc в залежності від температури обробки та часу витримки [28].

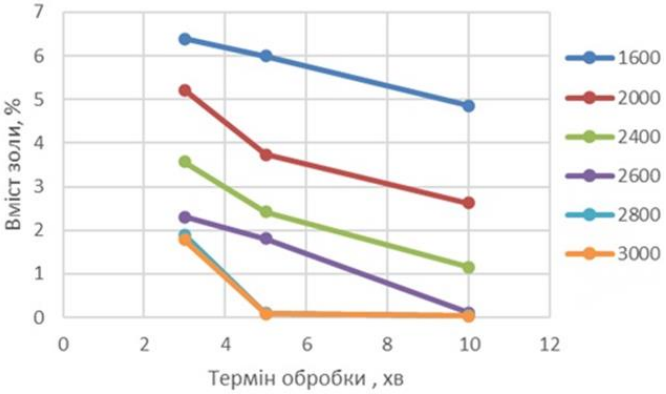


Рисунок 2 – Зміна зольності вуглецевого матеріалу при термічній обробці отримана згідно ДСТУ 17818.4-90 [29].

Висновки

Аналіз досліджень навуглецювання Fe-C розплаву різними видами карбюрізаторів визначив основні фактори які впливають на процес навуглецювання та якість виливок з синтетичного чавуну: технологічні параметри (температура розплаву, ступінь перемішування, вихідний склад розплаву), характеристики карбюрізаторів (вміст золи та її склад, вміст сірки, вміст азоту, кристалічна структура).

На основі результатів експериментальних досліджень сформульовані вимоги до оптимальних параметрів карбюрізаторів синтетичного чавуну:

- вміст золи та газів повинен бути як можливо меншим,
- кристалічна структура повинна включати 80-90% графітованих матеріалів з кристалічністю більш 100А при отриманні чавунів з пластинчастим графітом.

Дослідження графітації та рафінування антрациту Донецького родовища при шоковому нагріванні, характерному для печей з електротермічним киплячим шаром дозволили отримати основні технологічні параметри процесу що забезпечують вимогам до карбюрізаторів :

- температура обробки 2400-2700°С,
- термін витримки не більше 10 хв,
- можливість обробки антрациту без попередньої кальцинації.

Перелік посилань

1. Сіренко К. А. Розвиток виробництва лиття з синтетичного чавуну. *Метал та лиття України*. 2021. Т 29, № 3. С. 79-86.

2. Сіренко К. А., Мазур В. Л. Переваги та недоліки методів розрахунку шихти для виплавки синтетичного чавуну в ливарному виробництві. *Процеси лиття*. 2023. № 3, С. 49-60. https://doi.org/10.15407/plit2023.03.049

3. Сіренко К. А., Мазур В. Л. Оцінка стабільності хімічного складу і механічних властивостей промислових партій синтетичного чавуну. *Процеси лиття*. 2021. № 4. С. 66-75.

4. Шумихин В. С., Лузан П. П., Жельнис М. В. Синтетический чугун. Киев : Нукава думка, 1971. 157 с.

5. Dissolution of carbon from coke and char in liquid Fe-C alloys / Xing X. et al. *Archives of Materials Science and Engineering*. 2018. V. 92. Issue 1. P. 22-27

6. Janerka K. Therate and effectiveness of carburization to the sort of carburizer. *Archives of foundry engineering*. 2007. Vol. 7, Issue 4. P. 95-100

7. Dissolution Behaviors of Various Carbonaceous Materials in Liquid Iron. Min-Min Sun et al. *Interaction Between Graphite and Iron JOM*. 2019. Vol. 71. No. 12. https://doi.org/10.1007/s11837-019-03664-9

8. Hamideh Kaffash, Merete Tangstad. Factors influencing dissolution of carbonaceous materials in liquid Fe–Mn. *J. Iron Steel Res. Int.* 2020. Vol. 27. P. 1153–1162. https://doi.org/10.1007/s42243-020-00487-w

9. Cham S. Tsuey. Investigating factors that influence carbon dissolution from Coke into Molten iron. Submitted in Partial Fulfilment of the Requirements for the

Degree of Doctor of Philosophy. 2007. https://doi.org/10.26190/unsworks/17751

10. Мурзин А. В. Разработка технологии науглероживания металла при выплавке трубных сталей с использованием полупродукта ДСП. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук, Уральский федеральный университет. Екатеринбург. 2016, 186 с.

11. Janerka K., Jezierski J., Szajnar J. Quality and properties of the cast iron produced on the steel scrap.*Archives of Materials Science and Engineering*. 2012. Vol. 53. Issue 2. P. 92-101

12. Elliott, R. Ph. D. Cast iron technology: Butterworth & Co. (Publishers) Ltd. 1988. 243 p.

13. Janerka K. et al. Carburizer Effect on Cast Iron Solidification. *JMEPEG*. 2014. Vol. 23. P. 2174–2181. https://doi.org/10.1007/s11665-014-1016-6

14. Carbon Recovery and Inoculation Effect Of Carbonic Materials in Cast Iron Processing. Chisamera M. et al. *Institute of Cast Metals Engineers - 67th World Foundry Congress.* wfc06: 2006. Casting the Future (129).

15. Cham S. Tsuey et al. Factors Influencing Carbon Dissolution from Cokes into Liquid Iron. *ISIJ International*, 2004. Vol. 44 , No. 11, P. 1835–1841

16. Sun H., Mori K., Sahajwalla V., Pehlke R. D. Carbon Solution in Liquid Iron and Iron Alloys High Temperature. *Materials and Processes*. 1998. Vol. 17. No. 4. P.257-270

17. Recarburizer for synthetic cast iron application case URL: https://www.baiyuncarbon.com/NEWS/117. (Дата звернення: 16.11.2023)

18. Shahmarova R. S. Obtaining of high quality synthenic cast iron. *GBSSJAR*. 2021. 58(2), P.1-6. https://doi.org/10.36962/gbssjar/58.2.007

19. Mourao M. B., Murthy G. G. K., Elliott, J. F. Experimental investigation of dissolution rates of carbonaceous materials in liquid iron-carbon melts. *Metall Trans*. 1993. B 24. P. 629–637. https://doi.org/10.1007/BF02673178

20. Rita Khanna et al. Dissolution of Carbon from Coal-Chars into Liquid Iron at 1550 °C. *Metallurgical and materials transactions.* 2005. Vol. 36B. P. 719

21. Bandyopadhyay, D. et al. A study on dissolution kinetics of carbon in liquid iron bath. *Chemical Engineering Journal*. 2003. 94. P. 79–92

22. Influence of Ash on Interfacial Reactions between Coke and Liquid Iron Fiona McCarthy et al. *Metallurgical and materials transactions.* 2003. Vol. 34B, P.573

23. Macha Jaroslav et al. Termodynamika a kinetika nauhličování slitin železa pevným nauhličovadlem. *Hutn. listy*. 1988. 43. No. 1. P. 10-14

24. Leszek Krol et al. Model kinetyczny naweglania cieklego zelasa w procesie wytwarzania sur'owki syntetycznej. *Arch. hutn*. 1983. 28, No 1.

25. Романова А. В. Структура металлических расплавов. *Структура реальных металлов*. Сб. науч. тр. Киев : Наук. Думка, 1988. С. 204-235.

26. Loper C. R., Shirvani S., Witter, T. H. Graphite Inoculants for Gray Cast Iron. *MRS Online Proceedings Library*. 1984. No 4. P. 89–98. https://doi.org/10.1557/PROC-34-89

27. Фиалков А. Углеграфитовые материалы. Москва : Энергия, 1979. 320 с.

28. Sybir A. V. et al. Effect of anthracite heat treatment parameters during shock heating on the properties of carbon materials. *Voprosy khimii i khimicheskoi tekhnologii*, 2022. No. 5. P. 94-101

29. Sybir A. V. et al. Peculiarities of high-temperature refining of cabon materials.

Voprosy khimii i khimicheskoi tekhnologii, 2023. No. 6.

References

1. Sirenko, K. A. (2021). Rozvytok vyrobnytstva lyttia z syntetychnoho chavunu. [Development of synthetic iron casting production]. *Metal ta lyttia Ukrainy* [Metal and Casting of Ukraine.], 29(3), 79-86. [In Ukrainian]

2.Sirenko, K. A., & Mazur, V. L. (2023). Perevahy ta nedoliky metodiv rozrakhunku shykhty dlia vyplavky syntetychnoho chavunu v lyvarnomu vyrobnytstvi.[Advantages and disadvantages of methods for calculating the charge for synthetic iron smelting in foundry]. Protsesy lyttia. [Casting processes], (3), 49-60. [In Ukrainian]. https://doi.org/10.15407/plit2023.03.049

3. Sirenko, K. A., & Mazur, V. L. (2021). Otsinka stabilnosti khimichnoho skladu i mekhanichnykh vlastyvostei promyslovykh partii syntetychnoho chavunu [Evaluation of the stability of chemical composition and mechanical properties of industrial batches of synthetic cast iron]. *Protsesy lyttia*. [Casting processes], (4), 66–75 [In Ukrainian]

4. Shumykhyn, V. S., Luzan, P. P., & Zhelnys, M. V. (1971). Syntetycheskyi chuhun[Synthetic iron]. Nukava dumka, [In Russian]

5. Xing, X., Jahanshahi, S., Yang, J.,& Ostrovski, O. (2018). Dissolution of carbon from coke and char in liquid Fe-C alloys. *Archives of Materials Science and Engineering,* 92(1), 22-27

6. Janerka, K. (2007). Therate and effectiveness of carburization to the sort of carburizer. *Archives of foundry engineering*, 7(4), 95-100

7. Min-Min Sun, Jian-Liang Zhang, Ke-Jiang Li ,Shan Ren, Zi-Ming Wang, Chun-He Jiang, Hong-Ta (2019). Dissolution Behaviors of Various Carbonaceous Materials in Liquid Iron. *Interaction Between Graphite and Iron JOM,* 71(12), https://doi.org/10.1007/s11837-019-03664-9

8. Hamideh Kaffash, & Merete Tangstad. (2020). Factors influencing dissolution of carbonaceous materials in liquid Fe–Mn. *J. Iron Steel Res. Int.,* 27. 1153–1162. https://doi.org/10.1007/s42243-020-00487-w

9. Cham, S. (2007). Tsuey Investigating factors that influence carbon dissolution from Coke into Molten iron. Submitted in Partial Fulfilment of the Requirements for the Degree of Doctor of Philosophy. https://doi.org/10.26190/unsworks/17751

10. Murzin, A. V. (2016). Razrabotka tekhnologii nauglerazhivaniya metalla pri vyplavke trubnyh stalej s ispol'zovaniem poluprodukta DSP.[Development of the technology of metal carburizing during the smelting of pipe steels using semi-products of arc steelmaking furnace]. Dissertaciya na soiskanie uchenoj stepeni kandidata tekhnicheskih nauk, Ural'skij federal'nyj universitet. Ekaterinburg [In Russian]

11. Janerka, K., Jezierski, J., & Szajnar, J. (2012). Quality and properties of the cast iron produced on the steel scrap. *Archives of Materials Science and Engineering*, 53(2), 92-101

12. Elliott, R. (1988). Ph. D. Cast iron technology. Butterworth & Co. (Publishers) Ltd.

13. Janerka, K., Kondracki, M., Jezierski, J., Szajnar, J., & Stawarz, M. (2014). Carburizer Effect on Cast Iron Solidification. *JMEPEG,* 23, 2174–2181. https://doi.org/10.1007/s11665-014-1016-6

14. Chisamera, M., Riposan, I., Stan, S., Constantin, V., & Diaconu C. Carbon (2006). Recovery and Inoculation Effect Of Carbonic Materials in Cast Iron Processing. *Institute of Cast Metals Engineers - 67th World Foundry Congress.* wfc06: Casting the Future (129)

15. Cham, S. Tsuey, Sahajwalla, Veena, Sakurovs, Richard, Sun, Haiping, Dubikova, Maria (2004). Factors Influencing Carbon Dissolution from Cokes into Liquid Iron. *ISIJ International*, 44(11), 1835–1841

16. Sun, H., Mori, K., Sahajwalla, V., & Pehlke, R. D. (1998). Carbon Solution in Liquid Iron and Iron Alloys High Temperature. *Materials and Processes*, 17(4), 257-270

17. *Recarburizer for synthetic cast iron application case.* (2021). https://www.baiyuncarbon.com/NEWS/117

18. Shahmarova R. S. (2021). Obtaining of high quality synthenic cast iron. *GBSSJAR,* 58(2), 1-6. https://doi.org/10.36962/gbssjar/58.2.007

19. Mourao, M. B., Murthy, G. G. K., & Elliott, J. F. (1993). Experimental investigation of dissolution rates of carbonaceous materials in liquid iron-carbon melts. *Metall Trans*., B 24, 629–637. https://doi.org/10.1007/BF02673178

20. Rita Khanna, Fiona McCarthy, Haiping Sun, Noel L Simento, & Veena Sahajwalla (2005). Dissolution of Carbon from Coal-Chars into Liquid Iron at 1550°C. *Metallurgical and materials transactions,* 36B, 719

21. 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, 79–92

22. Fiona McCarthy et al. (2003). Influence of Ash on Interfacial Reactions between Coke and Liquid Iron. *Metallurgical and materials transactions,* 34B, 573

23. Macha Jaroslav, Petros Jaroslav, Jenik Vladimir, & Zapalka Dusan. (1988). Termodynamika a kinetika nauhličování slitin železa pevným nauhličovadlem. *Hutn. listy*, 43(1), 10 – 14

24. Leszek Krol, & Jerzy Latusek. (1983). Model kinetyczny naweglania cieklego zelasa w procesie wytwarzania sur'owki syntetycznej. *Arch. hutn*. 28(1)

25. Romanova, A.V. (1988). Struktura metallicheskih rasplavov [Structure of metallic melts]. *Struktura real'nyh metallov [Structure of real metals]*. (p. 204–235). Nauk. Dumka. [In Russian].

26. Loper, C. R., Shirvani, S., & Witter, T. H. (1984). Graphite Inoculants for Gray Cast Iron. *MRS Online Proceedings Library,* (34), 89–98. https://doi.org/10.1557/PROC-34-89

27. Fialkov, A. (1979). *Uglegrafitovye materialy [Carbon graphite materials*]. Energiya. [In Russian].

28. Sybir, A. V., Hubynskyi, M. V., Balalaiev, O. K., Burchak, O. V., Sukhoyy, K. M., Fedorov, S. S., Pinchuk, V. O., Hubynskyi, S. M., & Vvedenska, T. Y. (2022). Effect of anthracite heat treatment parameters during shock heating on the properties of carbon materials. *Voprosy khimii i khimicheskoi tekhnologii,* (5), 94-101

29. Sybir, A. V., Hubynskyi, S. M., Fedorov, S. S., Sukhoyy, K. M., Hubynskyi, M. V., & Vvedenska, T. Y. (2023). Peculiarities of high-temperature refining of cabon materials. *Voprosy khimii i khimicheskoi tekhnologii,* (6)

M. V. Hubynskyi[1], D. Sc. (Tech.), Professor, Leading researcher, ORCID 0000-0003-3770-4397
A. V. Sybir[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, Senior Researcher, ORCID 0000-0002-0183-0327
S. S. Fedorov[1], D. Sc. (Tech.), Professor, Senior Researcher, ORCID 0000-0002-9974-0636
O. Ye. Merkulov[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-7867-0659
S. M. Hubynskyi[2], Researcher, ORCID 0000-0002-4598-5136
V. F. Mazorchuk[2], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0002-4115-9865
O. M. Foris[2], Postgraduate student, ORCID 0000-0002-9524-2381

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *Ukrainian State University of Science and Technologies*

PECULIARITIES OF THE Fe-C MELT CARBURIZATION PROCESS AND THE EFFECT PRODUCED ON IT BY THE TYPE OF CARBURIZERS

Abstract. One of the ways to improve the competitiveness of domestic steel and machine-building products and transition to a carbon-free economy is to develop synthetic pig iron production technology. Synthetic pig iron production ensures the efficiency and quality of foundry operations. The replacement of expensive casting and remolding cast irons with steel scrap reduces the cost of casting production and allows for the use of higher quality materials free of harmful impurities and inclusions. However, their use in the charge results in the need for melt carburizing. In this case, the melt carburizing process plays an important role in the multi-link chain of casting production. In this situation, it is of particular importance to choose a carburizer that will ensure the quality of the final product and reduce production costs. This task was solved in this work on the basis of studying the processes of carburization of Fe-C melt and determining the requirements for the quality of carburizers and determining the technological parameters of their production in units with an electrothermal fluidized bed. The analysis of studies of carburization of Fe-C melt by different types of carburizers has identified the main factors that affect the carburization process and the quality of synthetic cast iron castings: technological parameters (melt temperature, degree of mixing, initial melt composition), characteristics of carburizers (ash content and its composition, sulfur content, nitrogen content, crystal structure). Based on the results of experimental studies, the requirements for the optimal parameters of synthetic cast iron carburizers were formulated: the content of ash and gases should be as low as possible, the crystal structure should include 80-90% of graphitized materials with a crystallinity of more than 100 A when producing cast irons with lamellar graphite. This made it possible to determine the main technological parameters for the production of carburetors based on domestic raw materials (anthracite of the Donetsk deposit): heat treatment temperature 2400-2700°C, treatment time 10 minutes.

Key words: synthetic cast iron, carburizing, diffusion process, carburetor, electrothermal fluidized bed.

For citation: Hubynskyi, M. V., Sybir, A. V., Fedorov, S. S., Merkulov, O. Ye., Hubynskyi, 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

Стаття надійшла до редакції збірника 30.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-76-104
УДК 669.162.21:669.782:669.16.04

М. Г. Іванча[1], с.н.с., ORCID 0000-0002-5366-9328
О. С. Нестеров[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-0183-0327
І. Г. Муравйова[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-5926-7787
Л. І. Гармаш[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-9540-3037
В. І. Вишняков[1], н.с., ORCID 0000-0002-5538-6962
В. Р. Щербачов[1], пров. інж., аспірант, 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*

УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ВИМОГ ДО РОЗПОДІЛУ ШИХТОВИХ МАТЕРІАЛІВ ТА ГАЗОВОГО ПОТОКУ ПРИ РОБОТІ ДОМЕННИХ ПЕЧЕЙ З НИЗЬКИМ ВМІСТОМ КРЕМНІЮ У ЧАВУНІ ТА ОЦІНКА МОЖЛИВОСТІ ЇХ РЕАЛІЗАЦІЇ НА СУЧАСНИХ ДОМЕННИХ ПЕЧАХ

Анотація. Зниження вмісту кремнію у чавуні – один з найбільш ефективних шляхів зменшення витрат палива та відновників у доменному процесі. Складнощі технології виплавки чавуну з низьким вмістом кремнію пов'язані з високим рудним навантаженням та низькою витратою твердого палива, що проявляється у зменшенні товщини «коксових вікон» з відповідним погіршенням газопроникності стовпа шихти та зниженням стабільності ходу плавки, а також зі зниженням теплового рівня в'язко - пластичної зони, зміщенням її кордонів у напрямку верху печі та збільшенням її розмірів у цілому. Крім того, зменшення кількості твердого палива у складі шихти та посилення вимог до якості та стабільності характеристик залізорудних матеріалів може зумовити зменшення запасу тепла у горні. Мета досліджень - удосконалення технологічних вимог до розподілу шихтових матеріалів і газового потоку, як основних положень, що визначають параметри режиму завантаження доменної печі у конкретних умовах з урахуванням особливостей та технологічних обмежень доменної плавки з низьким вмістом кремнію у чавуні. Виконано узагальнення результатів аналітичних і лабораторних досліджень, а також досвіду промислових плавок в умовах виробництва низькремнистого чавуну. Розроблені технологічні вимоги до розподілу рудного навантаження, що забезпечує стійкий осьовий хід доменної печі у специфічних умовах плавки, до розподілу залізорудних компонентів шихти, виходячи із задач забезпечення стабільності гарнісажного шару та збереження футерівки, а також до розподілу різних видів замінників залізорудних шихтових матеріалів та коксу з урахуванням їх властивостей та технологічних характеристик. Рекомендовані параметри проведення «м'якого» профілактичного промивання доменних печей з метою забезпечення необхідної газопроникності стовпа шихти, дифузійної здатності коксової насадки та підтримки стійкого осьового характеру розподілу газового потоку.

Виконана оцінка можливостей реалізації удосконалених технологічних вимог до розподілу шихти та газового потоку в умовах виплавки низькокремнистого чавуну на сучасних доменних печах.

Ключові слова: доменна піч, низькокремниста плавка, технологічні вимоги, шихтові матеріали, рудне навантаження, коксові «вікна», газовий потік, розподіл, осьовий хід, компоненти, замінники, коксова насадка, газопроникність, дифузійна здатність, промивання.

Посилання для цитування: Удосконалення технологічних вимог до розподілу шихтових матеріалів та газового потоку при роботі доменних печей з низьким вмістом кремнію у чавуні та оцінка можливості їх реалізації на сучасних доменних печах / М. Г. Іванча, О. С. Нестеров, І. Г. Муравйова, Л. І. Гармаш, В. І. Вишняков, В. Р. Щербачов, К. П. Єрмоліна // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії*. 2023. Вип. 37. С. 76-104. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-76-104

Постановка проблеми

Технологічні вимоги до розподілу шихтових матеріалів і газового потоку є основними положеннями, що визначають параметри режиму завантаження доменної печі в конкретних технологічних умовах [1-3]. До технологічних особливостей, якими характеризується робота доменної печі з низьким вмістом кремнію в чавуні, у першу чергу, відносяться високе рудне навантаження та низька витрата твердого палива [4-6]. При традиційному підході до регулювання теплового стану доменної печі – зміною маси коксу в подачі – це проявляється, перш за все, у зменшенні товщини «коксових вікон» з відповідним погіршенням газопроникності стовпа шихти та зниженням стабільності ходу плавки. Складнощі технології виплавки чавуну з низьким вмістом кремнію також пов'язані зі зниженням теплового рівня в'язко-пластичної зони, зміщенням її кордонів у напрямку верху печі та збільшенням її розмірів у цілому. Крім того, зменшення кількості твердого палива у складі шихти може зумовити зменшення запасу тепла у горні, що посилює вимоги до якості та стабільності характеристик залізорудних матеріалів. У свою чергу використання високоякісної залізорудної сировини може супроводжуватися зменшенням виходу шлаку, що посилює негативні наслідки зменшення запасу тепла.

З урахуванням наведених особливостей роботи доменних печей з низьким вмістом кремнію в чавуні низка положень технологічних вимог до розподілу шихтових матеріалів і газового потоку потребує уточнень та корегування.

Мета роботи

Удосконалення та систематизація технологічних вимог до

розподілу шихтових матеріалів та газового потоку при роботі доменних печей з низьким вмістом кремнію у чавуні.

Аналіз останніх публікацій

Технологічні вимоги до розподілу шихтових матеріалів, дотримання яких у процесі завантаження шихти у доменну піч забезпечує високий рівень виробництва чавуну та економічність її роботи, змінюються та удосконалюються у відповідності до розвитку рівня технології плавки, змін у складі та якості шихти, удосконалення обладнання та систем управління доменною плавкою. У дослідженнях В. К. Грузинова, В. І. Большакова, В. П. Тарасова, В. І. Логинова, В. М. Ковшова, І. Ф. Курунова, М. М. Френкеля, К. М. Бугайова, В. О. Доброскока, Й. Бухвальдера та ін., а також у роботах, що виконувалися у останні десятиріччя [7-10] у різному виді та обсязі сформульовані вимоги до розподілу залізорудної частини шихти та коксу у цілому, тобто, вимоги до радіального розподілу рудного навантаження. Роботи [9, 10] також присвячені дослідженням розподілу рудного навантаження, але разом з тим досить значну увагу приділено обґрунтуванню доцільності завантаження «осьових» порцій коксу.

У зв'язку з розвитком технології та збільшенням виробництва окатишів і масштабним введенням їх у шихту доменних печей на основі результатів численних досліджень та практичного досвіду, у тому числі, негативного, що виражався у прискореному зносі кладки шахти та спонтанному сході гарнісажу, були сформульовані перші технологічні вимоги до розподілу основних залізорудних компонентів шихти – агломерату та окатишів [11-17]. Подальше рішення задачі запобігання (зменшення) агресивного впливу розплавів окатишів та забезпечення формування стабільного гарнісажу знайшло відображення у роботах О. С. Нестерова, М. М. Можаренко, Ф. М. Шутилєва, С. Т. Шуліко та ін. [18-23], результати яких дозволили зробити висновки про необхідність розробки технологічних прийомів завантаження агломерату та окатишів з забезпеченням формування їх сумішей заданого складу у різних кільцевих зонах колошника.

Зростаючий дефіцит паливних ресурсів і, у першу чергу, коксу обумовив пошуки більш дешевих замінників, найбільш застосовуваними з яких, стали фракції коксу, що відсівалися, але раніше не використовувалися безпосередньо в доменній плавці («кокс – горіх» - фракція «25-40 мм», «кокс – горішок» - фракція «10-25 мм» та «коксик» - фракція «0-10 мм»). У роботах [24-32] рекомендовані кількісні показники відносно використання цих замінників у шихті доменних печей різного об'єму, які визначені,

переважно, виходячи з результатів промислового освоєння завантаження фракцій коксу, що відсіваються. У публікаціях В. П. Лялюка, Й. Г. Товаровського та ін. [33-36] наведені результати досліджень та промислових випробувань, а також узагальнення досвіду завантаження антрациту у доменну піч у якості замінника коксу. Разом з тим, у більшості випадків, визначення параметрів технологічних прийомів завантаження твердих замінників коксу, що використовувалися на практиці, базувалися на спрощених уявленнях про розподіл шихтових матеріалів безпосередньо на поверхні засипу. Вважалося, що вивантаження шихтового матеріалу у будь – яку кільцеву зону колошнику забезпечує переважну його концентрацію у цій зоні. Як показали аналітичні та експериментальні дослідження, виконані ІЧМ, без формування профілю засипу спеціальної конфігурації центр ваги вивантаженого шару може бути зміщений на дві та більше кільцеві зони по відношенню до тієї, в яку проводилося вивантаження. У зв'язку з цим, рекомендації та положення технологічних інструкцій, щодо завантаження твердих замінників коксу, потребували суттєвого корегування з урахуванням результатів експериментальних досліджень та математичного моделювання процесу завантаження доменних печей. Роботи [37, 38] присвячені утилізації вторинних залізовмісних ресурсів – різних видів руд і шлаків та містять результати дослідних та промислових плавок з наведенням досягнутих кількісних показників використання цих компонентів у складі доменної шихти. Слід відзначити також розробки в галузі використання відсіву основних залізорудних компонентів шихти – агломерату та окатишів, як у непідготовленому вигляді, включаючи дрібні та пилоподібні фракції, так і з попереднім калібруванням відсіву шляхом додаткового просіювання [39-42].

У частині завантаження промивних подач наявні результати містять рекомендації щодо складу промивних сумішей та тривалості промивок, які розроблено на базі лабораторних досліджень миючих властивостей окремих шихтових матеріалів та їх сумішей, а також підсумків промислових промивань доменних печей [34, 43-45].

Результати вказаних вище робіт являють собою значний внесок у теорію та практику доменного виробництва, зокрема в розвиток та удосконалення режимів та технологічних прийомів завантаження доменних печей, однак, не можуть розглядатися, як цілісні технологічні вимоги через недостатній рівень їх узагальнення та систематизації.

Найбільш вагомий внесок у розробку та систематизацію технологічних вимог до розподілу шихтових матеріалів зроблено В. І. Большаковим на основі багаторічного досвіду теоретичних та експериментальних досліджень, що виконувалися безпосередньо ним

та очолюваним ним колективом [2, 3, 46, 47], однак, при цьому більшість технологічних вимог формулювалася в умовах обмеженої кількості компонентів шихти. Окрім того не розглядалися окремо технологічні вимоги (або ж корегування їх положень) щодо завантаження доменних печей в умовах їх роботи при зниженні вмісту кремнію у чавуні.

Результати досліджень

Основною особливістю доменної плавки з низьким вмістом кремнію у чавуні , як вказувалося вище, є робота печі з високою рудним навантаженням та, відповідно, зниженим запасом тепла. У таких умовах відповідних змін зазнає структура стовпа шихти і, у першу чергу, шари коксу – «коксові вікна». Слід також враховувати трансформацію коксових вікон у процесі руху їх у напрямку горну. При опусканні шихти геометричні та газодинамічні параметри «коксових вікон» зазнають суттєвих змін – маса коксової частини подачі перерозподіляється на більшій площі відповідно до збільшення площі поперечного перерізу доменної печі. При роздільному завантаженні коксової та залізорудної частин подачі та припущенні про сталість об'єму коксової частини подачі в процесі опускання до рівня розпару, взаємозв'язок висот косових шарів на рівні колошника та рівні розпару визначатиметься співвідношенням квадратів діаметрів доменної печі на цих рівнях $d_к^2/d_р^2$ ($d_к$ – діаметр колошника, м; $d_р$ – діаметр розпару, м). Як правило, відношення цих величин на доменних печах України становить 0,65-0,68, що навіть при прийнятих припущеннях, які багато у чому ідеалізують умови трансформації коксових шарів при опусканні, зумовлює зменшення їх висоти на рівні розпару у два і більше разів по відношенню до вхідної величини. Слід також враховувати, що в процесі опускання коксового шару в горн середній діаметр його шматків зменшується – це обумовлено їх механічним руйнуванням та хімічною взаємодією з газовим середовищем та залізорудними матеріалами Тобто, на рівнях розташування кореня в'язкопластичної зони газопропускна здатність коксового шару (або «коксового вікна») суттєво знижується. Погіршення газопроникності коксових вікон впродовж опускання в горн печі погіршується проникненням дрібних частинок залізорудних матеріалів з вищих шарів. Згідно з результатами досліджень газопроникності шару «кокс – агломерат», отриманими Інститутом хімічної технології та палива Технічного університету в м. Клаусталі (ФРН), глибина проникнення дрібних фракцій агломерату у шар коксу в основному визначається діапазоном крупності коксу у шарі і може становити 75-150 мм. При цьому відповідне підвищення втрат напору в шарі «кокс – агломерат» у холодному стані (до початку плавлення) зі

збільшенням глибини проникнення дрібних фракцій агломерату у шар коксу може досягати 33% [48]. Власний досвід багатократних відборів проб фурменого коксу показав також, що середній діаметр шматків коксу у процесі його руху до рівня фурм суттєво зменшується (зменшення може досягати 100-130% по відношенню до початкового). Це, відповідно, знижує порізність шару та зменшує товщину коксових шарів. Зниження порізності приблизно можна оцінити 25-30%, а відповідну зміну насипної ваги – у 5-10%. Аналіз результатів техніко-економічних показників доменної печі, яка протягом тривалого періоду працювала зі змінною масою подачі, і, відповідно, з різною товщиною коксового шару показав, що при зменшенні цього параметра до величини меншої за 500 мм відбувається суттєве зниження витрати дуття та погіршення характеристик газодинамічного режиму загалом, що супроводжується ослабленням технологічної стійкості плавки. При роботі доменної печі з низьким вмістом кремнію в чавуні вплив факторів, що погіршують параметри «коксових вікон» та газопроникність стовпа шихти у цілому посилюється, внаслідок підвищення загального рівня рудного навантаження.

Поліпшення структури стовпа шихти є одним із суттєвих резервів підвищення ефективності доменної плавки. Оскільки, коксова частина подачі (коксова порція) є основним елементом цієї структури, що забезпечує проходження газу від фурм до поверхні засипу і його розподіл по всьому радіусу доменної печі, при розробці режимів завантаження, які застосовуються при виплавці чавуну з низьким вмістом кремнію, необхідно виходити з вимоги забезпечення мінімально допустимої товщини шару коксу з урахуванням необхідності регулювання теплового стану доменної печі та можливих коливань складу і якості шихтових матеріалів.

Як зазначалося вище, умовою отримання чавуну зі зниженим вмістом кремнію, якісного за вмістом сірки, є робота доменної печі на стійких за температурою плавлення та в'язкістю шлаках. Проте, у реальних змінних шихтових умовах важко домогтися стабільного, рівного ходу доменних печей через значну відмінність фізико-хімічних властивостей завантажуваних залізорудних матеріалів, що зумовлює нестабільний шлаковий режим та зміну складу і властивостей шлаків (в'язкості, температури плавлення та десульфураційної спроможності). Звідси слідує висновок про необхідність розробки та застосування спеціальних прийомів завантаження багатокомпонентної шихти, що забезпечують змішування компонентів залізорудної частини шихти задля уникнення їх локального зосередження в будь-яких зонах доменної печі з подальшим можливим розривом полів шлакоутворення та збільшенням вертикальних розмірів в'язко-пластичної зони.

Як зазначають дослідники Японії, для погіршення умов відновлення та переходу кремнію в чавун доцільно підтримувати високе рудне навантаження у периферійній зоні та виражений осьовий хід доменної печі з чітко обмеженою осьовою віддушиною [49]. Промисловий досвід роботи доменної печі, що виплавляє чавун з низьким вмістом кремнію, показав, що раціональний розподіл рудних навантажень при виробництві низькокремнистого чавуну може виглядати наступним чином (рис. 1).

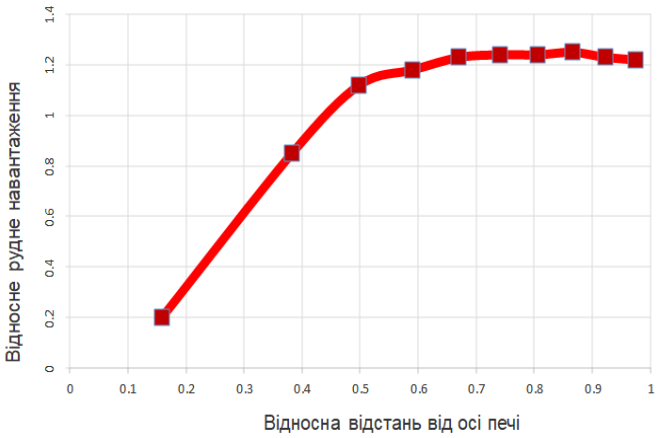


Рисунок 1 – Раціональний розподіл відносних рудних навантажень на колошнику доменної печі при виплавці чавуну з низьким вмістом кремнію.

Характерними рисами цього режиму є відносно рівномірний розподіл рудних навантажень у периферійній (10-й – 8-й), проміжній (7-й – 4-й) та крайній приосьовій (3-й) кільцевих зонах з максимумом на ділянці 8-ї – 6-ї зон, що на 10-30% перевищує середнє значення, та явно вираженою осьовою віддушиною, яка формується досить різким лінійним зменшенням рудного навантаження від 3-ї кільцевої зони у напрямку осі печі. Однак при розробці та виборі параметрів режиму завантаження для реального об'єкта слід враховувати, що технологічні вимоги містять рекомендації щодо загального характеру розподілу шихтових матеріалів та обмежень можливих діапазонів параметрів, але в кожному випадку робочі значення цих параметрів повинні прийматися на підставі детального аналізу конкретних технологічних умов плавки.

Одним із ефективних напрямів зниження вмісту кремнію в чавуні на підставі результатів раніше виконаних досліджень було визначено

зниження розкиду вмісту SiO_2 в агломераті. У зв'язку з цим, при використанні двох і більше видів агломерату в шихті раціональним є застосування технологічних прийомів усереднення характеристик агломерату у складі подачі (порції).

Виходячи з положень теорії рівноваги та кінетики реакцій забезпечення низького вмісту кремнію при збереженні необхідної температури рідкого чавуну пов'язують також зі зменшенням вертикальних розмірів зони когезії в печі та тривалості перебування матеріалів [49], чому сприяє формування максимально однорідних сумішей з агломерату та окатишів у кожній кільцевій зоні колошника. При цьому вміст цих компонентів в окремих кільцевих зонах, як правило, через наявність інших технологічних вимог і конкретних властивостей матеріалів може суттєво відрізнятися.

Оптимізація форми та геометричного положення в'язко-пластичної зони також сприяє зниженню вмісту кремнію в чавуні. Коригування параметрів в'язко-пластичної зони здійснюється шляхом регулювання розподілу компонентів шихти, зокрема складових її залізорудної частини [51, 52].

Як відомо, вміст агломерату і окатишів визначає температури початку розм'якшення і плавлення суміші залізорудних компонентів, які, у свою чергу, багато в чому, визначають положення поверхні плавлення і товщину в'язко - пластичної зони [53, 54].

Як зазначалося вище, визначальне значення задля забезпечення виплавки чавуну зі зниженим вмістом кремнію має стабільність процесу – рівний схід шихти, сталість витрати дуття, раціональний графік випусків продуктів плавки, що забезпечує їх своєчасне і, по можливості, рівномірне видалення з горна. Стабільність плавки суттєво залежить від стану захисного гарнісажного шару шахти, заплечиків та горна доменної печі. Гарнісаж шахти та заплечиків повинен забезпечувати задані характеристики теплообміну та температурного рівня холодильників і кожуха печі, а також захист внутрішньої поверхні робочого простору печі від агресивних термічних, хімічних та механічних впливів. При цьому гарнісаж повинен мати властивість самооновлення при відносно постійній товщині, що забезпечується плавним сповзанням шарів гарнісажу у горн із заміщенням їх новоутвореними. Небезпечним збуренням для нормального ходу плавки є лавиноподібний схід гарнісажу з приходом у горн великих мас тугоплавких конгломератів. Не менш небезпечними є локальні або кільцеві нерухомі тугоплавкі та важкорозчинні утворення на стінках шахти з тенденцією до збільшення їх розмірів внаслідок зниження температури їхньої поверхні. При цьому порушується розподіл та сход шихти,

спотворюється розподіл газового потоку. Наведені випадки негативних збурень ходу плавки є наслідком порушення заданих параметрів температурного та шлакового режимів у пристінковій зоні доменної печі, які, у свою чергу, викликаються неправильними реалізацією та/або вибором складу шихти, параметрів режиму її завантаження та тепло - відновлювальної обробки.

За результатами лабораторних досліджень та проплавок сумішей залізорудних матеріалів різного складу та властивостей, виконаних ІЧМ, встановлено, що для доменної печі, що виплавляє чавун з низьким вмістом кремнію, склад залізорудної суміші в пристінковій зоні при задовільній порізності коксової насадки повинен визначатися, виходячи з вимог забезпечення кількості первинного шлакового розплаву в діапазоні 6-12% та вмісту FeO у ньому в діапазоні 10-15%. Зі збільшенням кількості матеріалу, «завислого» на коксовій насадці, збільшується кількість металу з високим вмістом вуглецю і кремнію, а підвищення вмісту FeO обумовлює посилення агресивності первинного шлакового розплаву і може призвести до порушення процесу утворення гарнісажу, його сходу і виходу розплаву на контакт з футеруванням. Послабити агресивний вплив продуктів плавки на футерування доменної печі можна шляхом формування раціонального складу шлакового розплаву і його розподілу по перерізу доменної печі, що досягається реалізацією заданого розподілу шихтових матеріалів на колошнику, в першу чергу, зниженням кількості окатишів в пристінковій зоні до технологічно обґрунтованого рівня [22, 50, 51, 54].

Слід зазначити, що у зв'язку із суттєвим збільшенням компонентів шихти, різноманіттям та нестабільністю їх властивостей, перманентними змінами умов доменної плавки у цілому, рекомендовані на основі відомих технологічних вимог та попереднього досвіду параметри шлакового режиму та режиму завантаження доменної печі перед застосуванням у промисловій практиці повинні бути уточнені за результатами попередніх аналітичних розрахунків високотемпературних властивостей конкретних шихтових матеріалів, їх сумішей та розплавів, які із них утворюються.

Найбільш широко використовуваним у практиці доменного виробництва резервом підвищення ефективності плавки нині є використання різних замінників коксу. У складі шихти використовуються такі вуглецевмісні матеріали: фракції коксу, що відсіваються («кокс – горіх», «кокс – горішок», «коксик»), антрацит, шунгіт, пековий кокс та ін. Фракції коксу, що відсіваються, є природним продуктом підготовки металургійного коксу і, тому

завантаження їх в якості твердого замінника коксу застосовується найширше і є штатним технологічним прийомом у складі технології завантаження доменної печі. Разом з тим, підвищені вимоги до стабільності ходу плавки при виробництві чавуну з низьким вмістом кремнію, у свою чергу, зумовлюють кількісні обмеження щодо завантаження відсіяних фракцій коксу, більш жорсткі вимоги до їх гранулометричного складу, вибору технологічних прийомів їх завантаження, а також до вибору та організації превентивних заходів, що запобігають засміченню коксової насадки та «тотермана», шляхом спрямованого проведення «м'яких» та «цільових» промивань доменної печі. Промивання доменної печі – необхідна складова технології низькокремнистої плавки, оскільки встановлено, що покращення газопроникності, як коксової насадки, так і стовпа шихти по всій висоті шахти є суттєвим резервом зменшення вмісту кремнію в чавуні. При підвищенні порізності коксового «тотермана» з 0,36 до 0,42 прогнозний вміст кремнію в чавуні, за даними розрахунків, знизився з 0,31% до 0,19%, відповідно.

Підвищенню газопроникності стовпа шихти може сприяти завантаження «коксу – горішка» фракції «10-25 мм» у складі залізорудних порцій (частин подачі), особливо в суміші з низькоосновними залізорудними матеріалами (окатишами). Цей технологічний прийом може ефективно застосовуватися для покращення газодинамічних властивостей залізорудних шарів [56].

Щодо кількісних обмежень щодо завантаження фракцій коксу, які відсіваються, на підставі експертної оцінки можна сказати, що меншою мірою це має стосуватися добре підготовленого сухого «коксу-горіха» фракції «25-40 мм». Доменні печі об'ємом до 1500 м^3 взагалі можуть працювати на 100% коксі цієї фракції, який, крім підвищеного по відношенню до інших фракцій показника гарячої міцності CSR, має хорошу газопроникність шару, обумовлену звуженим діапазоном крупності шматків.

Кількість «коксу – горішка» фракції «10-25 мм», використовуваного при виплавці низькокремнистого чавуну, доцільно обмежити рівнем 70-75% від максимальної кількості цього компонента (80-100 кг/т чавуну), що завантажується при виплавці передільного чавуну з традиційним вмістом кремнію > 0,5%. Надмірна кількість дрібних класів коксу в окремих секторах печі призводить до неповного їх витрачання впродовж опускання у горн печі і внаслідок чого погіршення дренажної здатності коксової насадки.

Завантаження «коксика» при виплавці чавуну з низьким вмістом кремнію, по можливості, слід уникати.

В цілому, в умовах низькокремнистої плавки при використанні

твердих замінників коксу у складі шихти, розробці та виборі технологічних прийомів їх завантаження слід враховувати необхідність забезпечення мінімально допустимої товщини коксового шару і технологічно достатньої газо - і рідинопроникності коксової насадки, а також дренажну здатність розплаву. Тому, раціональний, гнучкий режим завантаження твердих замінників коксу при виплавці чавуну з низьким вмістом кремнію, повинен являти собою сукупність технологічних прийомів, що включають їх завантаження, як у вигляді окремих порцій, так і в суміші з іншими компонентами. При цьому, слід враховувати, що змішування різних видів коксу з суттєво відмінними характеристиками гранулометричного складу, гарячої і холодної міцності перед завантаженням або в процесі завантаження в доменну піч призводить до утворення «коксових вікон» зі зниженою газопропускною здатністю і може обумовити загальне погіршення газопроникності шихти, особливо, у в'язкопластичній зоні.

Удосконалення технологічних вимог до розподілу шихтових матеріалів та газового потоку при роботі доменних печей з низьким вмістом кремнію у чавуні

З урахуванням викладених вище особливостей доменної плавки з низьким вмістом кремнію у чавуні та обумовлених обмежень, удосконалені технологічні вимоги до розподілу шихтових матеріалів та газового потоку можуть бути сформульовані у наступному вигляді.

Радіальний розподіл рудних навантажень:

- рудне навантаження має бути відносно рівномірно розподілене у периферійній (10-й – 8-й), проміжній (7-й – 4-й) та крайній приосьовій (3-й) зонах;
- відносне рудне навантаження на більшій частині площі колошника, обмеженій 10-й – 3-й зонами, доцільно підтримувати у діапазоні ≈ 1,0-1,20;
- значення максимуму відносного рудного навантаження не повинно перевищувати 1,30 і перебувати в проміжній кільцевій зоні (орієнтовно – в районі 8-й – 6-й зон) на відстані ≈ 0,20-0,30 радіуса колошника від стінки шахти;
- у напрямку периферії від максимуму відносне рудне навантаження повинне плавно знижуватися з кроком 0,01-0,10 до рівня ≈ 1,10-1,20 в 10-й зоні та у напрямку осі з кроком 0,01-0,13 до рівня ≈ 0,90-1,10 в 3-й зоні. У промисловій практиці при технологічній необхідності запобігання розвитку надмірно активного периферійного газового потоку допускається робота з практично рівномірним розподілом рудного навантаження з 3-ї по 10-у зони;
- від 3-ї зони в напрямку осі печі відносне рудне навантаження

повинне практично лінійно знижуватися з кроком ≈ 0,3-0,5 до рівня 0,05-0,30 у 1-й (осьовій зоні).

При виплавці чавуну зі зниженим вмістом кремнію в чавуні доцільно в периферійній зоні підтримувати рудне навантаження на 10-20% вище, а в осьовій зоні – 10-20% нижче, ніж при виплавці чавуну з традиційним вмістом кремнію (> 0,5%).

Розподіл рудних навантажень, що формується застосовуваним режимом завантаження, при роботі доменної печі зі зниженим вмістом кремнію в чавуні необхідно вибирати з урахуванням вимоги забезпечення мінімально допустимої товщини коксового шару (0,5 м). З урахуванням цих обмежень доцільнішим є регулювання теплового стану зміною маси залізорудної частини подачі (порції) зі збереженням сталості маси коксової частини подачі (порції) на рівні, що забезпечує потрібну в технологічних умовах, що склалися, товщину «коксових вікон».

Радіальний розподіл компонентів шихти

Розподіл окатишів:

- у пристінковій зоні доменної печі вміст окатишів повинен обмежуватися рівнем, що забезпечує вміст FeO у первинному шлаку не вище рівня 12-15%, при якому агресивність розплаву не становить небезпеки по відношенню до футерівки печі;
- основна маса окатишів повинна змішуватися з агломератом і зосереджуватися у проміжній зоні колошника з максимумом в зоні, що знаходиться на відстані 0,70-0,80 радіуса колошника, і зменшенням їх вмісту у напрямку приосьових та осьових зон;
- за наявності в шихті неофлюсованих окатишів параметри режиму завантаження повинні унеможливлювати попадання технологічно значущої кількості цього компонента в периферійну зону;
- в осьовій зоні для запобігання погіршенню її газопроникності вміст окатишів має бути мінімальним;
- збільшення концентрації окатишів в осьовій зоні допускається при спрямованому їх завантаженні в цю зону з використанням спеціальних режимів для збільшення кількості рідких фаз з підвищеним вмістом закису заліза, що очищають центральний стовп малорухомих матеріалів від «коксового сміття».

Заданий розподіл окатишів по радіусу колошника досягається шляхом вибору раціональних параметрів формування залізорудних змішаних порцій (залізорудної частини подачі), в першу чергу, послідовності вивантаження доз компонентів залізорудної частини шихти на конвеєри та/або завантаження їх в скіпи.

Розподіл добавок, що використовуються для економії палива та відновників:

- технологічно обґрунтовано завантаження фракцій коксу, які відсіваються (у меншій мірі - антрациту), у складі залізорудної частини подачі (залізорудних змішаних порцій), що забезпечує збільшення газопроникності рудного шару та інтенсифікацію процесів відновлення залізорудних матеріалів.;
- найбільш ефективний вплив відсіяних фракцій коксу на показники відновлюваності залізорудного шару проявляється при введенні зазначеного компонента у кількості 1,0-7,0% (від загальної маси суміші) у суміш з низькосновними залізорудними матеріалами;
- залежно від гранулометричного складу та високотемпературних характеристик відсіяних фракцій коксу встановлена дослідним шляхом максимальна раціональна кількість «коксу – горіха» та «коксу – горішка» у шихті становить 100 кг/т чавуну та 50 кг/т чавуну, відповідно. В окремих випадках при високій якості «коксу – горіха» допускається робота доменних печей об'ємом до 1500 $м^3$ з використанням його, як основного компоненту паливної частини шихти;
- суміш залізорудних матеріалів та відсіяних фракцій коксу (або антрациту), що утворюється на колошнику після вивантаження порції цих компонентів, повинна розташовуватися переважно у проміжній зоні з максимумом вмісту відсіяних фракцій коксу (або антрациту) у проекції області фурменого вогнища;
- на доменних печах, оснащених безконусними завантажувальними пристроями (БЗП), параметри формування залізорудних змішаних порцій (залізорудної частини подач), що включають дозу фракцій коксу, що відсіваються (або антрациту), повинні забезпечувати розміщення цієї дози в бункері БЗП після завантаження 65,0-90,0% об'єму порції. На доменних печах зі скіповим завантаженням дози цих компонентів доцільно завантажувати в останній скіп залізорудної частини подачі (порції). Рекомендоване розташування доз фракцій коксу, що відсіваються (або антрациту), в об'ємі залізорудної частини подачі (порції) передбачає вивантаження і розподіл їх у проміжній зоні колошника.;
- додаткові технологічні вимоги до завантаження антрациту:
- маса антрациту, що завантажується у циклі подач, повинна бути, по можливості, максимально розосереджена по всіх подачах циклу, тобто, завантаження його малими дозами у кожній подачі є більш доцільним по відношенню до завантаження укрупненими дозами з інтервалом у кілька подач. Це пояснюється необхідністю запобігання скупченню дрібних фракцій, що утворюються при

руйнуванні антрациту, і утворенню у стовпі шихти локальних зон значних розмірів зі зниженою газопроникністю;

- завантаження антрациту повинно здійснюватися у складі залізорудної частини подачі (порції), що запобігає забиванню «міжкускових» каналів і зниженню газопроникності коксових шарів та сприяє підвищенню відновлюваності залізорудних матеріалів, яке відбувається при змішуванні їх з компонентами, що містять вуглець. Доцільно, щоб основна маса антрациту знаходилася в шарі з превалюючим вмістом окатишів;
- програма розподілу та параметри формування порцій повинні забезпечувати концентрацію основної маси антрациту у проміжній зоні колошника, переважно в області проекції фурменого вогнища;
- кількість антрациту, яка може завантажуватися у складі шихти без істотного погіршення газпроникності стовпа шихти, дифузійної здатності коксової насадки та загалом показників плавки, при виробництві чавуну з низьким вмістом кремнію доцільно обмежити рівнем 30-35 кг/т чавуну.

У реальній практиці кількість антрациту, що завантажується, залежить, в першу чергу, від якості застосовуваних основних компонентів шихти – агломерату, окатишів і коксу: чим вища їх якість, зокрема, високотемпературні характеристики основних шихтових матеріалів, тим більше антрациту може бути завантажено у складі шихти без помітного погіршення показників газодинамічного режиму плавлення.

Розподіл залізовмісних добавок:

- залізовмісні добавки (великокускові залізні та марганцеві руди, калібровані, збагачені конверторний, мартенівський і зварювальний шлаки, збагачений сталеплавильний скрап), що завантажуються з метою заміни та економії окускованої залізорудної сировини, повинні розміщуватися на поверхні засипу таким чином, щоб основна маса їх була зосереджена у проміжній зоні доменної печі:
- залізорудні добавки з вищою температурою початку фільтрації бажано завантажувати в область проміжної зони, що відповідає положенню проекції зони горіння, добавки з меншою температурою початку фільтрації – ближче до осі в межах проміжної зони;
- чим більше лужне навантаження, тим бажаніше розташування компонента з підвищеним вмістом SiO_2 ближче до осі печі в межах проміжної зони;
- чим вище вміст заліза у добавці, тим більше розподіл її в проміжній зоні має бути зміщений до периферії;
- залізовмісний матеріал з високою температурою втрати газопроникності доцільно розташовувати в області близької до

закінчення зони горіння (1,0-2,0 м від стінки шахти);

- чим вище температура краплинної течії добавки, тим ближче до периферії має бути зона переважного розташування цього компонента;
- параметри режиму завантаження повинні мінімізувати попадання у пристінкову зону добавок, в первинних шлакових розплавах яких, міститься значна кількість $FeO_{пш}$, і забезпечувати максимальну концентрацію таких компонентів у проміжній зоні;
- залізовмісні добавки спеціального призначення (гарнісажоутворювальні, промивні, що регулюють газопроникність заданої зони) завантажуються в зони, що відповідають їх технологічному призначенню.

Завантаження фракцій залізорудних матеріалів, що відсіваються:

- завантаження відсіву залізорудних матеріалів крупністю від 0 до 6 мм (рідко – до 10 мм) або каліброваного відсіву, що отримується після додаткового розсівання первинного відсіву та вилучення з нього фракцій « - 3 мм», « - 4 мм» або « - 5 мм», здійснюється у периферійну (частіше пристінкову) зону доменної печі з метою регулювання її газопроникності та, як наслідок, інтенсивності периферійного газового потоку;
- для забезпечення попадання відсіву залізорудних матеріалів до пристінкової зони доменної печі доза цього компонента повинна розташовуватися в нижньому шарі шихтових матеріалів у бункері БЗП або міжконусного простору;
- фракції залізорудних матеріалів, які відсіваються, завантажуються в кількості 2-15% від маси залізорудної частини подачі (порції);
- періодичність завантаження відсіву залізорудних матеріалів встановлюють обернено пропорційно до його кількості в інтервалі зміни від кожної до кожної п'ятої подачі.

Завантаження промивальних подач (порцій):

- для підтримки необхідної газопроникності стовпа шихти та збереження дифузійної здатності коксової насадки при виплавці чавуну з низьким вмістом кремнію доцільне профілактичне періодичне завантаження промивних подач зменшеної маси. Маса подач промивної суміші зменшується для запобігання контакту значної кількості високоагресивного промивного розплаву з футерівкою (гарнісажним шаром) печі;
- зменшена маса промивної подачі становить 30-40% робочої маси;
- періодичність завантаження промивних подач зменшеної маси - визначається обмеженням: не більше двох таких подач у стовпі шихти;
- параметри режиму завантаження промивних подач зменшеної

маси повинні, по можливості, забезпечувати концентрацію промивної суміші в основному у приосьовій і осьовій зонах;

- при явних ознаках погіршення газопроникності стовпа, «засмічення» коксової насадки, зони малорухомих матеріалів та/або горна доменної печі завантажуються промивні подачі масою, що дорівнює масі робочої подачі. Періодичність завантаження промивних подач визначається ступенем погіршення ходу плавки. При необхідності допускається завантаження доменної печі виключно промивними подачами із загальним зниженням основності шихти (цільове промивання);

- склад промивної подачі, як правило, включає шихтові матеріали, що використовуються у поточному виробництві чавуну. При необхідності до складу промивних подач вводяться спеціальні компоненти, що підвищують миючу здатність розплаву.

Для ефективної роботи доменної печі, поряд з реалізацією заданого радіального розподілу шихтових матеріалів, необхідно також забезпечити рівномірний розподіл рудних навантажень, об'ємів і мас компонентів шихти по колу печі або цілеспрямоване створення нерівномірності у певних секторах колошника. Стабілізація окружного розподілу шихти та газів у печі здійснюється шляхом зміни напрямку та порядку обертання розподільника на доменних печах з конусним завантажувальним пристроєм. На доменних печах з БЗП для цього застосовується послідовне зміщення точок початку вивантаження порцій по колу печі та почергова зміна виду матеріалів у бункерах БЗП [47].

Формування спрямованої окружної нерівномірності розподілу залізорудної та паливної частини шихти або окремих компонентів допускається для реалізації спеціальних задач, наприклад, послаблення або інтенсифікації газового потоку у заданому секторі колошника, змивання «настилі» або інших тугоплавких утворень на обмеженій ділянці шахти.

Оцінка можливості реалізації технологічних вимог до розподілу шихтових матеріалів та газового потоку на сучасних доменних печах

Сучасні доменні печі при будівництві або реконструкції оснащуються системами завантаження, що мають широкі можливості реалізації розподілу шихтових матеріалів. Як правило, такі системи включають розвинену систему шихтоподачі з досить великою кількістю каналів накопичення та дозування різних компонентів шихти, конвеєрний або скіповий підйомник для доставки шихти на колошник, безконусний завантажувальний пристрій та систему

автоматизованого управління завантаженням доменної печі у складі експертної системи управління процесом доменної плавки. Обладнання та системи управління таких доменних печей дозволяють практично в повному обсязі реалізувати технологічні вимоги до розподілу шихтових матеріалів, забезпечити розподіл газового потоку в об'ємі печі відповідно до технологічних умов, що склалися, а також реалізувати раціональне розташування та конфігурацію зони в'язко – пластичного стану, заданий розподіл властивостей шлакових розплавів, підтримувати необхідну дифузійну спроможність коксової насадки, зони малорухомих матеріалів та стійкий працездатний стан горна доменної печі.

Режим завантаження сучасних доменних печей, обладнаних БЗП, включає наступні основні параметри:

- склад та послідовність подач у циклі завантаження;
- склад порцій шихтових матеріалів та маси окремих компонентів у них;
- послідовність вивантаження доз компонентів на конвеєри або завантаження їх у скіпи для формування порцій;
- рівень засипу;
- програму розподілу мас порцій шихтових матеріалів за кутовими позиціями лотка БЗП при вивантаженні порцій на колошнику;
- послідовність зміщення точок початку вивантаження порцій по колу печі;
- періодичність зміни виду матеріалу в бункерах БЗП (для двобункерних БЗП).

Зміна та реалізація цих параметрів припускають можливість регулювання характеристик розподілу, як загалом залізовмісної та паливної частини шихти, так і окремих компонентів та їх сумішей, у широких межах, забезпечуючи тим самим, гнучку адаптацію режиму завантаження до поточних умов плавки.

Розподіл рудних навантажень формується, головним чином, програмою розподілу мас порцій шихтових матеріалів за кутовими позиціями лотка БЗП при вивантаженні порцій на колошнику. Реалізація заданого розподілу окремих компонентів та їх сумішей досягається шляхом зміни розміщення доз компонентів у об'ємі порції (подачі). У цьому відношенні найбільш широкі можливості мають сучасні доменні печі з БЗП і конвеєрною доставкою шихти на колошник.

Приклад реалізації технологічних вимог до розподілу агломерату та окатишів на колошнику сучасної доменної печі наведено на рис. 2.

Як бачимо з прикладу на рис. 2, відповідно до технологічних вимог

вміст окатишів у пристінковій кільцевій зоні колошника істотно нижче, ніж у проміжній, максимум вмісту окатишів знаходиться на відстані 0,2-0,3 радіусу колошника від стінки доменної печі. У периферійній зоні превалює агломерат - матеріал з більш високими, по відношенню до окатишів, температурами розм'якшення і плавлення, що обумовлює зниження положення кореня в'язко - пластичної зони, в осьовій зоні вміст окатишів знижено.

Технологічні вимоги до розподілу залізорудних компонентів у системах завантаження зі скіповою доставкою шихти на колошник та оснащених БЗП реалізуються на технологічно прийнятному рівні. Проте ефект регулюючих впливів, спрямованих на регулювання розподілу окремих шихтових матеріалів, у ряді випадків, може бути виражений слабше. Це стосується окатишів при високому вмісті їх у складі шихти та завантаженні частини їх у складі першого скіпа, а також добавок. Вказана особливість розподілу компонентів у системах зі скіповою доставкою шихти на колошник пояснюється додатковим перемішуванням шихтових матеріалів при повороті скіпа у розвантажувальних кривих та вивантаженні в бункер БЗП, що вносить свої зміни в послідовність надходження компонентів шихти в бункер та розподілу їх мас в об'ємі порції (подачі). Приклад розподілу агломерату та окатишів відповідно до технологічних вимог на доменній печі зі скіповою доставкою шихти на колошник і БЗП показаний на рис. 3.

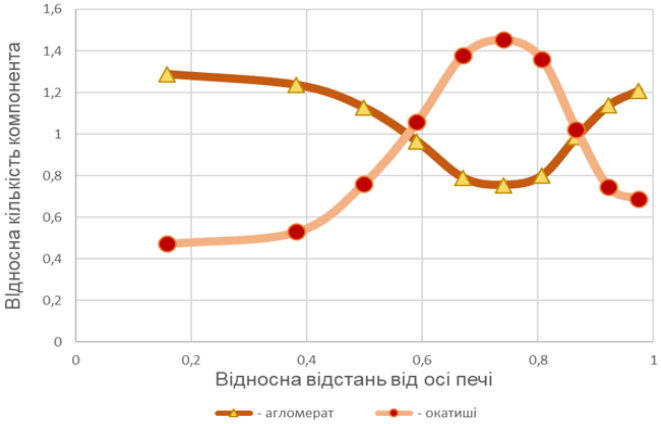


Рисунок 2 – Розподіл відносної кількості (відносно середнього вмісту компонента у порції) основних залізорудних компонентів шихти по радіусу колошника доменної печі з конвеєрною доставкою шихти на колошник та БЗП.

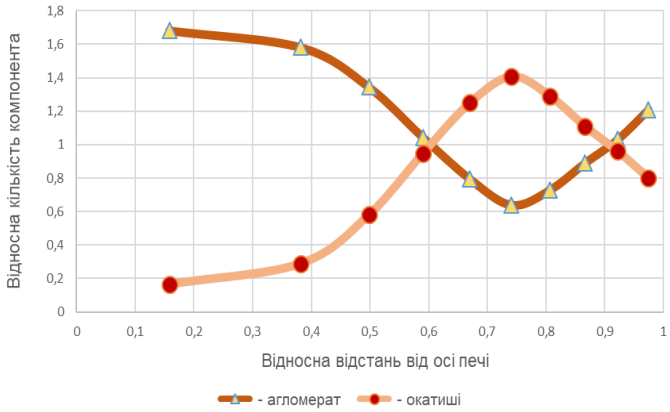


Рисунок 3 – Розподіл відносної кількості (відносно середнього вмісту компонента у порції) основних залізорудних компонентів шихти по радіусу колошника доменної печі зі скіповою доставкою шихти на колошник та з БЗП.

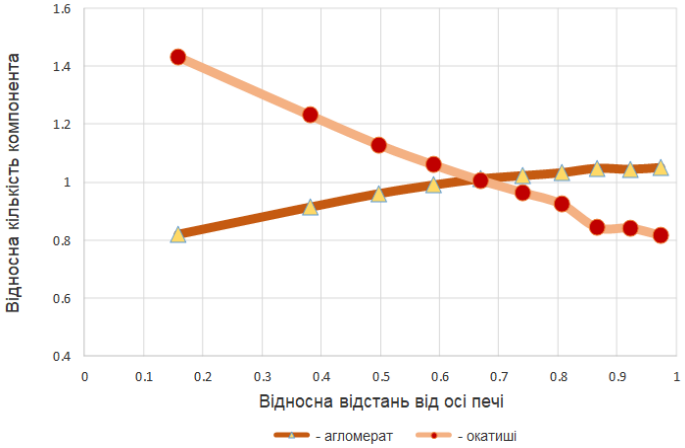


Рисунок 4 – Розподіл відносної кількості (відносно середнього вмісту компонента у порції) основних залізорудних компонентів шихти по радіусу колошника доменної печі зі скіповою доставкою шихти на колошник та з конусним завантажувальним пристроєм.

Доменні печі зі скіповою доставкою шихти на колошник та конусним завантажувальним пристроєм мають обмежені можливості реалізації заданого розподілу рудних навантажень. Конструктивні особливості обладнання, їх параметри та відповідні алгоритми можуть

забезпечити, в основному, якісно виражений переважний розподіл залізовмісної або паливної частини шихти в тому, чи іншому напрямку по радіусу колошника.

Можливості коригування розподілу окремих компонентів ще більш обмежені: зміною послідовності набору компонентів у скіпи можна домогтися зміщення деякого переважного вмісту компонента в тій чи іншій половині радіуса колошника. Як приклад, на рис. 4 показано розподіл агломерату та окатишів на доменній печі об'ємом 1000 м^3 зі скіповою доставкою шихти на колошник і конусним завантажувальним пристроєм.

Висновки

Оцінка можливості реалізації технологічних вимог до розподілу шихтових матеріалів та газового потоку на доменних печах з різною структурою та складом обладнання систем завантаження показує, що технологія виплавки чавуну з низьким вмістом кремнію може бути ефективно реалізована на доменних печах з БЗП та системами управління завантаженням, що включають алгоритми гнучкого управління характеристиками розподілу компонентів шихти.

Перелік посилань

1. Большаков В. И. Теория и практика загрузки доменных печей. М. : Металлургия, 1990. 256 с.

2. Доменное производство «Криворожстали» / В. И. Большаков, А. В. Бородулин, В. С. Листопадов [и др.] Монография под ред. В. И. Большакова. КГГМК-ИЧМ, Днепропетровск, 2004. 378 с.

3. Большаков В. И. Технология высокоэффективной энергосберегающей доменной плавки. К. : Наук. думка, 2007. 412 с.

4. Условия доменной плавки с низким содержанием кремния в чугуне / С. В. Филатов, И. Ф. Курунов, Л. А. Смирнов и др. Сталь. 2013. №8. С. 7-10.

5. Типовая инструкция по доменному производству. М. : Металлургия. 1990. 84 с.

6. Технология получения низкокремнистого и низкосернистого чугуна в доменных печах за рубежом / Р. М. Жак, Н. И. Савелов // Черметинформация : М., 1991. Сер. Подготовка сырьевых материалов к металлургическому переделу и производство чугуна. Вып. 3. 29 с.

7. Gupta P. K., Rao A. S., Sekhar V. R., Ranjan M., Naha T. K. Burden Distribution Control and its Optimization under High Pellet Operation. Ironmaking & Steelmaking. 2010. Vol. 37. P. 235 - 239.

8. Nag S., Gupta A., Paul S., Gavel D. J., B. Aich. Prediction of Heap Shape in Blast Furnace Burden Distribution. ISIJ International. 2014. Vol. 54. P. 1517-1520.

9. Mitra T. Modeling of Burden Distribution in the Blast Furnace. Doctor of Technology The-sis. Thermal and Flow Engineering Laboratory Faculty of Science and Engineering Åbo Akad-emi University. Turku/Abo, Finland, 2016. 89 p.

10. Li Z., Kuang S., Liu S., Gan J., Yu A., Li Y., Mao X. Numerical

Investigation of Burden Dis-tribution in Ironmaking Blast Furnace. Powder Technol. 2019. Vol. 353. P. 385–397. https://doi.org/10.1016/j.powtec.2019.05.047.

11. О причинах ускоренного износа кладки и холодильников доменных печей ММК / Н. Л. Жило, Р. Ф. Першина, А. А. Белова // Сталь. 1977. №4. С. 300–304.

12. Об улучшении газодинамических характеристик шихтовых материалов в процессе загрузки доменных печей/ Е. Г. Донсков, А. Д. Учитель, И. Г. Ризницкий, Ф. М. Журавлев, В. И. Бондаренко // Сталь. 1980. № 7. С. 552-559.

13. Об улучшении распределения на колошнике шихты содержащей окатыши / И. И. Коробов, А. И. Галаганов, В. Н. Ковшов // Металлургическая и горнорудная промышленность. 1977. № 3. С. 1–4.

14. Об эффективности использования окатышей в доменном производстве в странах – членах СЭВ / Н. А. Гладков, А. Г. Савелов, А. Г. Ульянов // Сталь. 1982. № 12. С. 39–41.

15. Самойлович С. Д., Куличенко Е. М. Система подачи шихты для современных доменных печей. Сталь. 1981. № 8. С. 23–26.

16. Опыт эксплуатации доменной печи №6 объемом 3200 м³ на НЛМЗ / Н. С. Антипов, В. В. Капорулин, Э. А. Шепетовский, Е. М. Визлов // Сталь. 1983. № 5. С. 31–33.

17. Технологические особенности работы мощных доменных печей / Ю. С. Юсфин, Р. М. Жак, Е. Н. Сафонова, П. И. Черноусов. – М. : ВИНИТИ. Сер. Подготовка сырьевых материалов к металлургическому переделу и производство чугуна. Обзорная информация. 1986. Вып. 3, 31 с.

18. А.с. 1061469 СССР. Способ загрузки шихтовых материалов бесконусным загрузочным устройством в доменную печь / В. И. Большаков, Ф. М. Шутылев, Н. М. Можаренко и др. Заявл. 04.12.80; зарег. 15.08.83.

19. Эффективность распределения окатышей в шихте доменных печей / В. И. Большаков, Н. А. Гладков, Ф. М. Шутылев и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2002. № 6. С. 11–15.

20. Влияние режимов загрузки смешанных порций шихтовых материалов на выход из строя воздушных фурм доменной печи / В. И. Большаков, С. Т. Шулико, Н. Г. Иванча, В. В. Лебедь, В. И. Вишняков, В. С. Листопадов // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2007. № 4. С. 6–13.

21. Большаков В. И., Иванча Н. Г. Формирование смешанных порций шихтовых материалов на доменном конвейере. Металлургическая и горнорудная промышленность. 2002. №6. С. 79–83.

22. Формирование жидких фаз и их физико–химическая интерпретация / Н. А. Гладков, Д. Н. Тогобицкая, А. С. Нестеров // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Вып. 2. 1998. С. 83–87.

23. Влияние состава и свойств материалов гарнисажа на его образование и стойкость / В. Ф. Мороз, Д. Н. Тогобицкая, Н. М. Можаренко, А. С. Нестеров, А. И. Белькова, Д. А. Степаненко // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Днепропетровск : ИЧМ НАНУ, 2010. Вып. 22. С. 85-95.

24. Доброскок В. А. Специальные системы загрузки доменных печей. Черные металлы. 2007. № 9. С. 13–21.

25. Разработка режима загрузки и опыт применения мелкофракционного

кокса в мощной доменной печи / В. А. Доброскок, Ю. В. Липухин, И. Ф. Курунов [и др.] // Сталь. 1998. №8. С. 7–13.

26. Пат. № 2042714 Российская Федерация, С 1, С21В 5/00. Способ доменной плавки / Доброскок В. А., Курунов И. Ф., Липухин Ю. В., Агарышев А. И., Логинов В. Н., Карабасов Ю. С.; заявитель и патентообладатель АОЗТ «Эконтех». Заявл. 26.07.1993; опубл. 27.08.1995, Бюл. №24.

27. Оценка влияния на доменную плавку кокса фракции менее 40 мм / Н. П. Сысоев, С. К. Сибагатуллин, В. К. Кропотов и др. // Труды международ. конгр. доменщиков, 7-12 июня 1999 г., Днепропетровск– Кривой Рог. С. 216–218.

28. Эффективность использования кокса фракции менее 40 мм в доменной плавке / С. Л. Ярошевский, В. А. Ноздрачев, А. П. Чеботарев, В. А. Руденко, С. А. Фещенко, А. М. Кузнецов, В. П. Падалка, Н. С. Хлапонин, А. В. Кузин // Металлург. 2000. № 12. С. 32–35.

29. Эффективность технологии доменной плавки при загрузке в печь коксового орешка в смеси с железорудной шихтой / Л. Ф. Литвинов, С. Л. Ярошевский, А. М. Кузнецов, В. П. Падалка, Н. С. Хлапонин, А. В. Кузин // Металл и литье Украины. 2004. № 12. С. 5–9.

30. Аналитическое исследование влияния кокса мелких фракций на газопроницаемость сухой зоны доменной печи / А. В. Кузин, С. Л Ярошевский, Н. С. Хлапонин // Сб. трудов междунар. научно–техн. Конференции «Теория и практика производства чугуна». Кривой Рог. 24–27 мая 2004. С. 369–374.

31. А.с. 1585337 СССР, С21 В 7/20. Способ ведения доменной плавки / Гладков Н. А., Пухов А. П., Нестеров А. С. и др. (СССР). Заявл. 15.04.88, опубл. 15.08.90. Бюл. № 30.

32. Технология и эффективность использования кокса мелких фракций в доменной плавке / А. Н. Рыженков, В. Е. Попов, А. И. Ковалев, [и др.] // Сб. трудов междунар. научно–техн. конференции «Теория и практика производства чугуна». Кривой Рог. 24–27 мая 2004. С. 374–377.

33. Антрацит и термоантрацит в шихте доменной плавки / В. П. Лялюк, И. Г. Товаровский, Д. А. Демчук [и др.]. Днепропетровск : Пороги, 2008. 245 с.

34. Лялюк В. П. Современные проблемы технологии доменной плавки / Днепропетровск : Пороги, 1999. 164 с.

35. Коксозамещающие технологии в доменной плавке / В. П. Лялюк, И. Г. Товаровский, Д. А. Демчук, В. А. Шеремет, А. В. Кекух, А. В. Сокуренко, Г. И. Орел, Г. П. Костенко, В. С. Листопадов. Днепропетровск : Пороги, 2006. 276 с.

36. Лялюк В. П., Товаровський Й. Г., Кассім Д. О., Ляхова І. А. Теоретичні та практичні основи використання кускового антрациту в доменній плавці. Кривий Ріг : Дионат, 2016. 312 с.

37. Утилизация пылей и шламов в черной металлургии / А. И. Толочко, В. И. Славин, Ю. М. Супрун, Р. М. Хайрутдинов. М. : Металлургия, Челябинское отд., 1990. – 152 с.

38. Большаков В. И. Оценка влияния обогащенного шлака различного состава на результаты его использования в доменных печах / В. И. Большаков, Н. А. Гладков, А. С. Нестеров // «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». Вып. 16. 2008. С. 328–336.

39. Массовое использование мелкокускового агломерата при работе доменной печи с высокой производительностью / Т. Ватанабэ, А. Маки, А. Сакаи [и др.] // Дзайре то пуросесу. 1995. Т.8. №4, С. 1063. Новости черной металлургии за рубежом.1996. №3. С. 41– 42.

40. Современные технологии загрузки доменных печей / Й. Бухвальдер, В. А. Доброскок, Э. Лонарди, [и др.] // Черные металлы. 2008. №9. С. 21 – 25.

41. Доброскок В. А. Специальные системы загрузки доменных печей. Черные металлы. 2007. №9. С. 13 – 21.

42. Декларационный патент Украины на полезную модель. №14621, С 21 В 5/00. Способ промывки горна доменной печи / Шеремет В. А., Костенко Г. П., Оторвин П. И. и др. Заявл. 09.12.05; опубл. 15.05.2006 г., Бюл. №5.

43. Деклараційний патент 14621 України на корисну модель. Спосіб промивання горна доменної печі/ Шеремет В. О., Костенко Г. П., Оторвін П. І., Голобокий О. І., Кекух А. В., Орел Г. І., Нинь С. В., Большаков В. І., Нестеров О. С., Можаренко М. М., Якушев В. С. // Заявл. 09.12.2005 р.; опубл. 15.05.2006 р.. Бюл. №5.

44. Теоретические предпосылки и практические решения по организации промывок доменных печей / Можаренко Н. М., Гладков Н. А., Нестеров А. С., Абросимов Н. И. // Металл и литье Украины. 1994. № 4-5. С. 2-5.

45. Разработка мероприятий по продлению кампании доменных печей путем усовершенствования технологии загрузки шлакового режима и автоматизированного контроля параметров доменной плавки в условиях нестабильности качества шихтовых материалов / Большаков В. И., Иванча Н. Г., Нестеров А. С., Муравьева И. Г., Тогобицкая Д. Н., Семенов Ю. С. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин : Збірник наукових статей. Київ : Інститут електрозварювання ім. Є. О. Патона НАН України, 2015. 816 с. URL: www.patonpublishinghouse.com/rus/compilations#winresurs2015

46. Большаков В. И. Совершенствование способов загрузки доменных печей в СССР и за рубежом / В. И. Большаков, В. Л. Покрышкин, Ф. М. Шутылев // Обзорная информация института «Черметинформация», сер. «Подготовка сырьевых материалов к металлургическому переделу и производству чугуна». 1983, Вып. 2. 32 с.

47. Большаков В. И. Теория и практика загрузки доменных печей. М. : Металлургия, 1990. 256 с.

48. Тайхерт Э., Гупта В. Н. Влияние различной крупности кокса на режим работы доменной печи с горном диаметром 7,8 м. Черные металлы, 1976, № 14-15. С. 19–23.

49. Камитани Т., Канэко К., Есида К. Работа доменной печи с низким содержанием кремния. Тэцу то хагане. 1985. Т. 71. С. 80.

50. К вопросу о качестве железорудных материалов / Н. М. Можаренко, Н. А. Гладков, А. С. Нестеров // Сталь. 1997. №8. С. 3–5.

51. Повышение энергоэффективности доменной плавки за счет выбора рациональных параметров режима загрузки многокомпонентной шихты / Иванча Н. Г., Муравьева И. Г., Вишняков В. И., Щербачев В. Р., Ермолина К. П. // Проблемы региональной энергетики, Молдавия. 2022. №2. С. 53 – 62.

52. Predictive-analytical evaluation of high temperature properties of iron-ore materials with respect to their distribution in the blast furnace zones / I.G. Murav'eva, D. N. Togobitskaya, A.I. Bel'kova, N.G. Ivancha, A. S. Nesterov // Steel in Translation. - 2021. - Vol. 51. - №3. - pp. 195 - 200.

53. Метод визначення положення і форми пластичної зони в доменній печі з використанням показників розподілу температури газового потоку / Муравйова І. Г., Іванча М. Г, Щербачов В. Р., Вишняков В. І., Єрмоліна К. П., Білошапка О. О., Ходотова Н. Є. // Фундаментальні і прикладні проблеми чорної металургії. 2022. Випуск 36. С. 95–108. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-95-108.]

54. Improvement of the Burden Column Structure by Controlling the Multicomponent Burden Loading Mode into the Blast Furnace/ Myrav'yova I. G., Ivancha N. G., Shcherbachov V. R., Vishnyakov V. I., Ermolina E. P.// Problemele Energeticii Regionale (Moldova). 2023. Vol. 2, No. 58. P. 138–149. https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.2-58-12.

55. Формирование рационального столба шихтовых материалов в доменной печи / [В. И. Большаков, Н. А. Гладков, С. Т. Шулико, Ф. М. Шутылев, В. С. Листопадов] // Металлургическая и горнорудная промышленность. 2004. № 5. С. 7–12.

56. Сравнение качества коксового орешка различного вида / С. К. Сибагатуллин, А. С. Харченко и др. // Кокс и химия. 2012. № 2. С. 29–32.

References

1. Bolshakov, V. Y. (1990). *Teoryia y praktyka zahruzky domennykh pechei*. Metallurhyia

2. Bolshakov, V. Y. (Ed.). (2004). *Domennoe proyzvodstvo "Kryvorozhstaly"*. KHHMK – YChM

3. Bolshakov, V. Y. (2007). *Tekhnolohyia vysokoeffektyvnoi enerhosberehaiushchei domennoi plavky*. Nauk. dumka

4. Fylatov, S. V., Kurunov, Y. F., Smyrnov, L. A. et al. (2013). Uslovyia domennoi plavky s nyzkym soderzhanyem kremnyia v chuhune. *Stal*, (8), 7-10

5. *Typovaia ynstruktsyia po domennomu proyzvodstvu*. (1990). Metallurhyia

6. Zhak, R. M., & Savelov, N. Y. (1991). Tekhnolohyia poluchenyia nyzkokremnystoho y nyzkosernystoho chuhuna v domennykh pechakh za rubezhom. *Chermetynformatsyia. Ser. Podhotovka syrevykh materyalov k metallurhycheskomu peredelu y proyzvodstvo chuhuna*, 3

7. Gupta, P. K., Rao, A. S., Sekhar, V. R., Ranjan, M., & Naha, T. K. (2010). Burden Distribution Control and its Optimization under High Pellet Operation. *Ironmaking & Steelmaking*, 37, 235-239

8. Nag, S., Gupta, A., Paul, S., Gavel, D. J., & Aich, B. (2014). Prediction of Heap Shape in Blast Furnace Burden Distribution. *ISIJ International*, 54, 1517-1520

9. Mitra, T. (2016). *Modeling of Burden Distribution in the Blast Furnace. Doctor of Technology*. Thesis. Thermal and Flow Engineering Laboratory Faculty of Science and Engineering. Åbo Akad-emi University.Turku/Abo, Finland

10. Li, Z., Kuang, S., Liu, S., Gan, J., Yu, A., Li, Y., & Mao, X. (2019). Numerical Investigation of Burden Distribution in Ironmaking Blast Furnace. *Powder Technol*., 353, 385-397. https://doi.org/10.1016/j.powtec.2019.05.047.

11. Zhylo, N. L., Pershyna, R. F., & Belova A. A. (1977). O prychynakh uskorennoho yznosa kladky y kholodylnykov domennykh pechei MMK. *Stal*, (4), 300-304

12. Donskov, E. H., Uchytel, A. D., Ryznytskyi, Y. H., Zhuravlev, F. M., & Bondarenko, V. Y. (1980). Ob uluchshenyy hazodynamycheskykh kharakterystyk shykhtovykh materyalov v protsesse zahruzky domennykh pechei. *Stal*, (7), 552-559

13. Korobov, Y. Y., Halahanov, A. Y., & Kovshov, V. N. (1977). Ob uluchshenyy raspredelenyia na koloshnyke shykhty soderzhashchei okatyshy. *Metallurhycheskaia y hornorudnaia promyshlennost*, (3), 1-4

14. Hladkov, N. A., Savelov, A. H., & Ulianov, A. H. (1982). Ob effektyvnosty yspolzovanyia okatyshei v domennom proyzvodstve v stranakh – chlenakh SEV. *Stal*, (12), 39-41

15. Samoilovych, S. D. & Kulychenko, E. M. (1981). Systema podachy shykhty dlia sovremennykh domennykh pechei. *Stal*, (8), 23-26

16. Antypov, N. S., Kaporulyn, V. V., Shepetovskyi, E. A., & Vyzlov, E. M. (1983). Opyt ekspluatatsyy domennoi pechy №6 ob'emom 3200 m³ na NLMZ. *Stal*, (5), 31-33

17. Yusfyn, Iu. S., Zhak, R. M., Safonova, E. N., & Chernousov, P. Y. (1986). Tekhnolohycheskye osobennosty raboty moshchnykh domennykh pechei. *VYNYTY. Ser. Podhotovka syrevykh materyalov k metallurhycheskomu peredelu y proyzvodstvo chuhuna. Obzornaia ynformatsyia*, 3

18. Bolshakov, V. Y., Shutylev, F. M., Mozharenko, N. M. et al. (1983). A. s. 1061469 SSSR. Sposob zahruzky shykhtovykh materyalov beskonusnym zahruzochnym ustroistvom v domennuiu pech

19. Bolshakov, V. Y., Hladkov, N. A., Shutylev, F. M. et al. (2002). Effektyvnost raspredelenyia okatyshei v shykhte domennykh pechei. *Metallurhycheskaia y hornorudnaia promyshlennost*, (6), 11-15

20. Bolshakov, V. Y., Shulyko, S. T., Yvancha, N. H., Lebed, V. V., Vyshniakov, V. Y., & Lystopadov, V. S. (2007). Vlyianye rezhymov zahruzky smeshannykh portsyi shykhtovykh materyalov na vykhod yz stroia vozdushnykh furm domennoi pechy. *Metallurhycheskaia y hornorudnaia promyshlennost*, (4), 6-13

21. Bolshakov, V. Y., & Yvancha, N. H. (2002). Formyrovanye smeshannykh portsyi shykhtovykh materyalov na domennom konveiere. *Metallurhycheskaia y hornorudnaia promyshlennost*. (6), 79-83

22. Hladkov, H. A., Tohobytskaia, D. N., & Nesterov, A. S. (1998). Formyrovanye zhydkykh faz y ykh fyzyko–khymycheskaia ynterpretatsyia. *Fundamentalnye y prykladnye problemy chernoi metallurhyy*, 2, 83–87

23. Moroz, V. F., Tohobytskaia, D. N., Mozharenko, N. M., Nesterov, A. S., Belkova, A. Y., & Stepanenko, D. A. (2010). Vlyianye sostava y svoistv materyalov harnysazha na eho obrazovanye y stoikost. *Fundamentalnye y prykladnye problemy chernoi metallurhyy*, 22, 85-95

24. Dobroskok V.A. Spetsyalnye systemy zahruzky domennykh pechei / V.A. Dobroskok // Chernye metally. –2007. –№9. S. 13 – 21.

25. Dobroskok, V. A., Lypukhyn, Yu. V., Kurunov, Y. F. et al. (1998). Razrabotka rezhyma zahruzky y opyt prymenenyia melkofraktsyonnoho koksa v moshchnoi domennoi pechy. *Stal*, (8), 7–13

26. Dobroskok, V. A., Kurunov, Y. F., Lypukhyn, Yu. V., Aharyshev, A. Y., Lohynov, V. N., & Karabasov, Yu. S. (1995). Pat. № 2042714 Rossyiskaia Federatsyia, S 1, S21V 5/00. Sposob domennoi plavky. *Biul*. 24

27. Sysoev, N. P., Sybahatullyn, S. K., Kropotov, V. K. et al (1999). Otsenka vlyianyia na domennuiu plavku koksa fraktsyy menee 40 mm. *Trudy mezhdunarod. konhr. domenshchykov*, 216–218

28. Yaroshevskyi, S. L., Nozdrachev, V. A., Chebotarev, A. P., Rudenko, V. A., Feshchenko, S. A., Kuznetsov, A. M., Padalka, V. P., Khlaponyn, N. S., Kuzyn, A. V. (2000). Effektyvnost yspolzovanyia koksa fraktsyy menee 40 mm v domennoi plavke. *Metallurh*, (12), 32-35

29. Lytvynov, L. F., Yaroshevskyi, S. L., Kuznetsov, A. M., Padalka, V. P., Khlaponyn, N. S., & Kuzyn, A. V. (2004). Effektyvnost tekhnolohyy domennoi plavky pry zahruzke v pech koksovoho oreshka v smesy s zhelezorudnoi shykhtoi. *Metall y lyte Ukrayny*, (12), 5-9

30. Kuzyn, A. V., Yaroshevskyi, S. L, & Khlaponyn, N. S. (2004). Analytycheskoe yssledovanye vlyianyia koksa melkykh fraktsyi na hazopronytsaemost sukhoi zony domennoi pechy. *Sb. trudov mezhdunar. nauchno–tekhn. Konferentsyy "Teoryia y praktyka proyzvodstva chuhuna"*, 369–374

31. Hladkov, N. A. , Pukhov, A. P. , Nesterov, A. S. et al. (1990). A. s. 1585337 SSSR, S21 V 7/20. Sposob vedenyia domennoi plavky. *Biul*. 30

32. Ryzhenkov A. N., Popov V. E., Kovalev A. Y. et al. (2004). Tekhnolohyia y effektyvnost yspolzovanyia koksa melkykh fraktsyi v domennoi plavke. Sb. trudov mezhdunar. nauchno-tekhn. konferentsyy "Teoryia y praktyka proyzvodstva chuhuna", 374–377

33. Lialiuk, V. P., Tovarovskyi, Y. H., Demchuk ,D. A. et al. (2008). *Antratsyt y termoantratsyt v shykhte domennoi plavky*. Porohy

34. Lialiuk, V. P. (1999). *Sovremennye problemy tekhnolohyy domennoi plavky*. Porohy

35. Lialiuk, V. P., Tovarovskyi, Y. H., Demchuk, D. A., Sheremet, V. A., Kekukh, A. V., Sokurenko, A. V., Orel, H. Y., Kostenko, H. P., & Lystopadov, V. S. (2006). *Koksozameshchaiushchye tekhnolohyy v domennoi plavke*. Porohy

36. Lialiuk, V. P., Tovarovskyi, Y. H., Kassim, D. O., & Liakhova, I. A. (2016). *Teoretychni ta praktychni osnovy vykorystannia kuskovoho antratsytu v domennii plavtsi.* Dyonat

37. Tolochko, A. Y., Slavyn, V. Y., Suprun, Yu. M., Khairutdynov, R. M. (1990). *Utylyzatsyia pylei y shlamov v chernoi metallurhyy*. Metallurhyia, Cheliabynskoe otd.

38. Bolshakov, V. Y., Hladkov, N. A., & Nesterov, A. S. (2008). Otsenka vlyianyia obohashchennoho shlaka razlychnoho sostava na rezultaty eho yspolzovanyia v domennykh pechakh. *Fundamentalnye y prykladnye problemy chernoi metallurhyy*, 16, 328-336

39. Vatanabe, T., Maky, A., Sakay, A. et al. (1995). Massovoe yspolzovanye melkokuskovoho ahlomerata pry rabote domennoi pechy s vysokoi proyzvodytelnostiu. *Dzaire to purosesu*, 8(4), 1063

40. Bukhvalder, Y., Dobroskok, V. A., Lonardy, E. et al. (2008). Sovremennye tekhnolohyy zahruzky domennykh pechei. *Chernye metally*, (9), 21-25

41. Dobroskok, V. A. (2007). Spetsyalnye systemy zahruzky domennykh pechei. *Chernye metally*, (9),13-21

42. Sheremet, V. A., Kostenko, H. P., Otorvyn, P. Y. et al. (2006). Deklaratsyonnyi patent Ukrayny na poleznuiu model. №14621, S 21 V 5/00. Sposob promyvky horna domennoi pechy. *Biul*. 5

43. Sheremet, V. O., Kostenko, H. P., Otorvin, P. I., Holobokyi, O. I., Kekukh, A. V., Orel, H. I., Nyn, S. V., Bolshakov. V. I., Nesterov. O. S., Mozharenko. M. M., & Yakushev V. S. (2006). Deklaratsiinyi patent 14621 Ukrainy na korysnu model. Sposib promyvannia horna domennoi pechi. *Biul*. 5

44. Mozharenko, N. M., Hladkov, N. A., Nesterov, A. S., & Abrosymov, N. Y. (1994). Teoretycheskye predposylky y praktycheskye reshenyia po orhanyzatsyy promyvok domennykh pechei. *Metall y lyte Ukrayny*, (4), 2-5

45. Bolshakov, V. Y., Yvancha, N. H., Nesterov, A. S., Muraveva, Y. H., Tohobytskaia, D. N., Semenov, Yu. S. (2015). Razrabotka meropryiatyi po prodlenyiu kampanyy domennykh pechei putem usovershenstvovanyia tekhnolohyy zahruzky shlakovoho rezhyma y avtomatyzyrovannoho kontrolia parametrov domennoi plavky v uslovyiakh nestabylnosty kachestva shykhtovykh materyalov. *Problemy resursu i bezpeky ekspluatatsii konstruktsii, sporud ta mashyn: Zbirnyk naukovykh statei*. Instytut elektrozvariuvannia im. Ye. O. Patona NAN Ukrainy http://www.patonpublishinghouse.com/rus/compilations#winresurs2015

46. Bolshakov, V. Y., Pokryshkyn, V. L., & Shutylev, F. M. (1983). Sovershenstvovanye sposobov zahruzky domennykh pechei v SSSR y za rubezhom. *Obzornaia ynformatsyia ynstytuta "Chermetynformatsyia", ser. "Podhotovka syrevykh materyalov k metallurhycheskomu peredelu y proyzvodstvu chuhuna"*, 2

47. Bolshakov, V. Y. (1990). Teoryia y praktyka zahruzky domennykh pechei. Metallurhyia

48. Taikhert, E., & Hupta, V. N. (1976). Vlyianye razlychnoi krupnosty koksa na rezhym raboty domennoi pechy s hornom dyametrom 7,8 m. *Chernye metally*, (14-15), 19-23

49. Kamytany, T., Kaneko, K., & Esyda K. (1985). Rabota domennoi pechy s nyzkym soderzhanyem kremnyia. *Tetsu to khahane*, 71, 80

50. Mozharenko N. M., Hladkov N. A., & Nesterov A. S. (1997). K voprosu o kachestve zhelezorudnykh materyalov. *Stal*, (8), 3-5.

51. Yvancha, N. H., Muraveva, Y. H., Vyshniakov, V. Y., Shcherbachev, V. R., Ermolyna, K. P. (2022). Povyshenye enerhoeffektyvnosty domennoi plavky za schet vybora ratsyonalnykh parametrov rezhyma zahruzky mnohokomponentnoi shykhty. *Problemy rehyonalnoi enerhetyky*, (2),53-62

52. Murav'eva, I. G., Togobitskaya, D. N., Bel'kova, A. I., Ivancha, N. G., & Nesterov, A. S. (2021). Predictive-analytical evaluation of high temperature properties of iron-ore materials with respect to their distribution in the blast furnace zones. *Steel in Translation*, 51(3),195-200

53. Muraviova, I. H., Ivancha, M. H., Shcherbachov, V. R., Vyshniakov, V. I., Yermolina, K. P., Biloshapka, O. O., Khodotova, N. Ye. (2022). Method of determining the position and shape of the cohezive zone in a blast furnace using gas flow temperature distribution indicators. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 36, 95-108. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-95-108

54. Myravyova, I. H., Ivancha, N. G., Shcherbachov, V. R., Vishnyakov, V. I., Ermolina, E. P. (2023). Improvement of the Burden Column Structure by Controlling the Multicomponent Burden Loading Mode into the Blast Furnace. *Problemele Energeticii Regionale*, 2(58), 138-149. https://doi. org/10.52254/1857-0070.2023.2-58-12

55. Bolshakov, V. Y., Hladkov, N. A., Shulyko, S. T., Shutylev, F. M., & Lystopadov, V. S. (2004). Formyrovanye ratsyonalnoho stolba shykhtovykh materyalov v domennoi pechy. *Metallurhycheskaia y hornorudnaia promyshlennost*, (5), 7-12

56. Sybahatullyn, S. K., Kharchenko, A. S., et al. (2012). Sravnenye kachestva koksovoho oreshka razlychnoho vyda. *Koks y khymyia*, (2), 29-32

M .H. Ivancha[1], Senior Researcher, ORCID 0000-0002-5366-9328
O. S. Nesterov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-0183-0327
I. H. Muravyova[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-5926-7787
L. I. Garmash[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-9540-3037
V. I. Vishnyakov[1], Researcher, ORCID 0000-0002-5538-6962
V. R. Shcherbachov[1], Junior Researcher, grad. student, ORCID 0000-0002-6734-0451
K. P. Yermolina[1], Senior Engineer, ORCID 0000-0001-6819-9886

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

IMPROVEMENT OF TECHNOLOGICAL REQUIREMENTS FOR DISTRIBUTION OF BURDEN MATERIALS AND GAS FLOW IN THE OPERATION OF BLAST FURNACES WITH LOW SILICON CONTENT IN PIG IRON AND ASSESSMENT OF THEIR IMPLEMENTATION ON MODERN BLAST FURNACES

Abstract. Reducing the silicon content in pig iron is one of the most effective ways to reduce fuel and reductant consumption in the blast furnace process. The challenges of smelting pig iron with low silicon content are associated with high ore burden and low solid fuel consumption, resulting in a reduction in the thickness of "coke windows" with a corresponding deterioration of the gas permeability of the burden column and a decrease in the stability of the melt descent. Additionally, there is a decrease in the thermal level of the cohesive zone, shifting its boundaries upwards in the furnace and increasing its overall size. Moreover, reducing the amount of solid fuel in the burden and increasing the requirements for the quality and stability of the characteristics of iron ore materials can lead to a reduction in the heat reserve in the upper part of the furnace. Research Objective: To improve technological requirements for the distribution of burden materials and gas flow as fundamental principles that determine the parameters of the charging regime of the blast furnace under specific conditions, taking into account the peculiarities and technological constraints of blast smelting with low silicon content in pig iron. The study involves the consolidation of results from analytical and laboratory research, as well as the industrial experience of smelting low-silicon pig iron under production

conditions. Technological requirements have been developed for the distribution of ore burden, ensuring stable axial movement of the blast furnace under specific melting conditions, the distribution of iron ore components of the burden, based on the tasks of ensuring the stability of the sinter layer and preserving the lining, as well as the distribution of various substitutes for iron ore burden materials and coke, taking into account their properties and technological characteristics. Recommended parameters for the "soft" preventive flushing of blast furnaces are provided to ensure the necessary gas permeability of the burden column, the diffusion capacity of the coke layer, and the support of a stable axial distribution of the gas flow. An assessment of the possibilities of implementing improved technological requirements for the distribution of burden and gas flow under conditions of smelting low-silicon pig iron in modern blast furnaces has been carried out.

Key words: blast furnace, low-silica melting, technological requirements, burden materials, ore burden, coke "windows", gas flow, distribution, axial stroke, components, substitutes, coke nozzle, gas permeability, diffusivity, washing.

For citation: Ivancha, M .H., Nesterov, O. S., Muravyova, I. H, Garmash, L. I., Vishnyakov, V. I., Shcherbachov, V. R., & Yermolina, K. P. (2023). Improvement of technological requirements for distribution of burden materials and gas flow in the operation of blast furnaces with low silicon content in pig iron and assessment of their implementation on modern blast furnaces. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 76-104. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-76-104

Стаття надійшла до редакції збірника 26.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-105-120
УДК 669.162

Г. Ю. Крячко[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-8773-508X
Є. М. Сігарьов[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-8229-7877
А. А. Похвалітий[1], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-9652-767X

[1] *Дніпровський державний технічний університет*

ОСОБЛИВОСТІ ВИБОРУ ПАРАМЕТРІВ ЗАПЛЕЧИКІВ ДОМЕННИХ ПЕЧЕЙ

Анотація. Метою роботи є встановлення особливостей вибору параметрів заплечиків при проєктуванні нових і реконструкції діючих доменних печей. Розглянута зміна підходів до вибору параметрів заплечиків – кута нахилу стін β і їх висоти $h_з$. Показано, що на початку досліджуваного періоду раціональним діапазоном кута β вважався інтервал між 79 і 82° з різницею у три градуси. Наразі цей діапазон розширився здебільшого у бік менших значень і становить 71-83° з різницею у 12°, що більше у чотири рази, ніж в 50-х роках XX ст. Показано, що кут β слід узгоджувати, перш за все, за витратою дуття на кожну повітряну фурму, а затим за складом доменного дуття. Це врахування повинно бути обов'язковим, оскільки одна фурма потужних печей об'ємом 5000-5500 м^3 при однакових відносних витратах дуття на піч приймає його майже у два рази більше ніж фурма на печі об'ємом 1033 м^3. На основі аналізу стану стовпа шихти заморожених на ходу доменних печей встановлено, що висоту заплечиків слід визначати не від якості сировини, як було рекомендовано раніше, а від проєктної технології плавки і організації стовпа шихти. Внаслідок особливостей зміни роботи повітряних фурм і розвитку фурменних вогнищ зі збільшенням об'єму доменних печей існує об'єктивна необхідність відносного розширення розпару за рахунок поступового збільшення різниці діаметрів розпару і горна D-$d_г$ з прийняттям заходів зі забезпечення відповідних розподілу матеріалів і формоутворення структури стовпа шихти. Для загальної оцінки параметрів заплечиків запропоновано показник – індекс заплечиків, який дорівнює співвідношенню кута нахилу стін до висоти заплечиків.

Ключові слова: доменна піч, заплечики, вибір, кут нахилу стін, висота, фурменне вогнище, структура стовпа шихти, розпар, розширення.

Посилання для цитування: *Крячко Г. Ю., Сігарьов Є. М., Похвалітий А. А.* Особливості вибору параметрів заплечиків доменних печей. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії*. 2023. Вип. 37. С. 105-120. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-105-120

Стан питання. Заплечики – елемент профілю доменної печі, розташований між розпаром вгорі і горном внизу, багато в чому визначає експлуатаційні характеристики агрегату. Протягом XX століття і в сучасних умовах параметрам заплечиків – висоті і куту нахилу його стін приділялось багато уваги, починаючи з відомої в

дальньому зарубіжжі роботи М. О. Павлова [1] з продовженням дослідження теми на зламі століть [2, 3] і в сучасних умовах [4, 5].

Спираючись на досвід експлуатації доменних печей обмеженого об'єму $V_{кор} \leq 1300$ м^3 в першій половині XX ст. М. О. Павлов рекомендував кути нахилу стін заплечиків β в межах 82-80°. Надалі небезпідставно вважалося [6], що вказаною рекомендацією, обґрунтованою досвідом роботи печей на сирих рудах і вапняку, було накладено відбиток на вибір раціонального кута заплечиків всієї лінійки типових профілів радянських проєктів, де β коливався в межах 81-79°. Незважаючи на це, ще на початку 2000-х років вказаний діапазон вважався раціональним, при цьому відмічалося [3], що кут нахилу стін заплечиків визначається їх висотою і різницею діаметрів розпару і горна. Є. Ф. Вегманом зі співавторами повідомлялося (2004 р.) про те, що зі збільшенням діаметру горна кут заплечиків не зменшують для попередження утворення застійних зон на периферії і кращого сходження шихти в центральній зоні, що набуває особливого значення на печах з більшими поперечними розмірами профілю.

В 70-ті роки XX ст. майже всі потужні доменні печі світу будувалися під впливом радянських ліцензій на профілі агрегатів об'ємом 1719, 2000 і 2700 м^3, де кут β становив ~ 79°. Винятком була лише ДП №1 Швельгерн з кутом заплечиків 78° [6]. Надалі, у 80-х роках, в Японії помічена тенденція до зменшення β до 76° [7], обумовлена спостереженням про те, що переважна більшість печей під кінець кампанії мала кут нахилу заплечиків 74-76°.

Проєкти печей XXI ст. передбачали збереження відносно великих кутів нахилу стін заплечиків: Японії 75-80°, Китаю 77-81°, Південної Кореї 77° [4]. В Україні на новобудовах Єнакієво і Запоріжжя кут β становив 76-77° [6]. Найменші значення β відносяться наразі до печей ФРН і Бразилії 71-75° [4, 6].

Можливо винятком є інформація В. М. Логінова зі співавторами (2007 р.) про збереження кута заплечиків у 83°27′23″ на ДП №4 ПрАТ «Северсталь» об'ємом 2700 м^3, прийнятого при першому капремонті ще у 1984 році. Тим не менше, і цей факт слід враховувати при оцінці діапазону змін цього кута в процесі удосконалення пічного профілю.

В одній із останніх робіт [4] китайські доменщики пропонують зменшувати кут заплечиків вітчизняних печей до 73-75°, за якого, на їх думку, стабілізується утворення гарнісажу і зменшиться знос заплечикових холодильників. Більше того, вони рекомендують зменшувати «еквівалентний» (від торця фурм до розпару) кут нахилу шляхом збільшенням висову фурм. Слід зазначити, що з такою рекомендацією погодитись не можна, оскільки збільшуючи висов фурм неминуче втрачаємо значний об'єм горна і низу заплечиків в результаті

посиленого гарнісажного утворення.

Що стосується вибору висоти заплечиків $h_з$, то рекомендації, висловлені у різні часи, досить неоднозначні. Так, М. О. Павлов [1] гадав, що потрібно комбінувати кут нахилу стін заплечиків з їх висотою так, щоби те та інше не виходило зі встановлених практикою меж. Більш конкретно той же автор вважав доцільним вибирати величину $h_з$ відповідно до сировинних умов роботи печі – для проплавки важковідновлюваної руди треба збільшувати висоту заплечиків, при використанні легкоплавкої руди навпаки.

Якщо М. О. Павлов, посилаючись на досвід США, вважав нормальною і підходящою для всіх випадків практику висоту заплечиків у 3 м, то пізніше Г. Г. Орєшкін [8], спираючись на радянський досвід вивчення робочих профілей печей, запропонував збільшити $h_з$ до 6 м і зберегти постійною для лінійки агрегатів об'ємом від 800 до 2400 м^3. При цьому кут заплечиків при збільшенні об'єму печей відповідно [8] повинен був зменшуватися від 80 до 74°.

Висота заплечиків може бути визначена трьома методами – геометричним за вибраними діаметрами розпару, горна і кутом нахилу стін заплечиків, статистичним на основі досвіду попереднього проєктування і знаходження зв'язків між змінним, наприклад корисним об'ємом і висотою заплечиків і, нарешті, технологічним з прив'язкою до механіки руху шихти та газів.

Радянські Діпромези висоту заплечиків майже всіх типових печей (крім об'ємом 3200 м^3) визначали за відомим виразом:

$$h_з = 0{,}5 \cdot \left(D - d_г\right) \cdot \mathrm{tg}(\beta),$$

де D і $d_г$ - діаметри розпару і горна відповідно, м.

Такий «геометричний» підхід до визначення призвів до того, що профілі печей об'ємом 1033, 1719 і 2000 м^3 мали однакову висоту заплечиків при різних діаметрах горна 7,2; 9,1 і 9,75 м відповідно.

Інший погляд на питання, правда без аргументації, приведений в роботі [9], де стверджується, що діаметр горна визначає кут нахилу і висоту заплечиків і навпаки.

У згаданій вище роботі [9] розміщено дані про вибір параметрів заплечиків на заводі Фукуяма (табл. 1). Японські інженери уважно прислухались до рекомендацій М.О. Павлова [1] спочатку і вибрали кути заплечиків для печей власних проєктів в межах 81-82° (ДП №1 дві кампанії, ДП №2 перша кампанія). Практика показала хибність рішення прийнятих завищених кутів і від них відмовились вже в другу кампанію ДП №2 і наступних проектах для більш потужних печей №3-5. Не можна не відмітити, що кути в радянських проектах (крім печі 1513 м^3) були більш прогресивними оскільки, на наш погляд, у визначеній мірі враховували зміну сировинних і експлуатаційних умов плавки.

Таблиця 1 – Вибір параметрів заплечиків на заводі Фукуяма (Японія) за даними [9].

Показники	Ліцензійний профіль СРСР	ДП №1		Ліцензійний профіль СРСР	ДП №2		ДП №3	ДП №4	ДП №5
		Перша кампанія	Друга кампанія		Перша кампанія	Друга кампанія			
Корисний об'єм, м^3	2000	2004	2323	2700	2626	2828	3016	4197	4617
Діаметр, м: горна $d_г$	9,75	9,8	10,5	11,0	11,2	11,5	11,8	13,8	14,4
розпару D	10,5	10,8	11,6	12,3	12,0	12,7	13,0	15,2	15,0
D-$d_г$	0,75	1,0	1,1	1,3	0,8	1,2	1,2	1,4	1,5
$D/d_г$	1,08	1,10	1,10	1,12	1,07	1,10	1,10	1,10	1,10
Заплечики: кут нахилу β, град	79°09′	81°51′	81°30′	79°10′	82°27′	80°47′	80°16′	80°04′	80°06′
висота $h_з$	3,0	3,5	3,7	3,4	3,5	2,7	3,5	4,0	4,3

На Фукуямі також провели порівняння роботи печей з високими заплечиками (3,7 м для ДП №1 другої кампанії) і суттєво заниженими (2,7 м ДП №2 друга кампанія). Надалі від занижених заплечиків відмовились і їх висота з підвищенням об'єму печей почала зростати (ДП №3 – ДП №5).

Таким чином в середині XX ст. раціональним проєктним діапазоном кутів нахилу стін заплечиків вважався інтервал між 79 і 82° з різницею у три градуси. Наразі цей діапазон розширився у бік менших значень і становить 71-83° з різницею в 12 градусів, що більше в чотири рази.

Залишається нез'ясованим, який фактор є визначальним при виборі різниці D-$d_г$ або кута нахилу заплечиків, пов'язаного з цією різницею при проєктуванні печей різного об'єму. Відсутня відповідь на питання, чому фахівці навіть однієї країни, зокрема Японії, що працює на імпортній сировині високої якості, притримуються різних поглядів на вибір параметрів заплечиків? Як видно із табл. 1, проєктувальники орієнтувалися на дотримання співвідношення $D/d_г$ в розмірі 1,10 поступово збільшуючи різницю D-$d_г$ зі зростанням об'єму печей, яка і повинна бути визначальною при виборі параметрів заплечиків. Радянські печі об'ємом 3000 і 5000 м^3 мали однакове співвідношення $D/d_г$ = 1,10, однак мали відмінні різниці D-$d_г$ – 1,2 і 1,4 м відповідно.

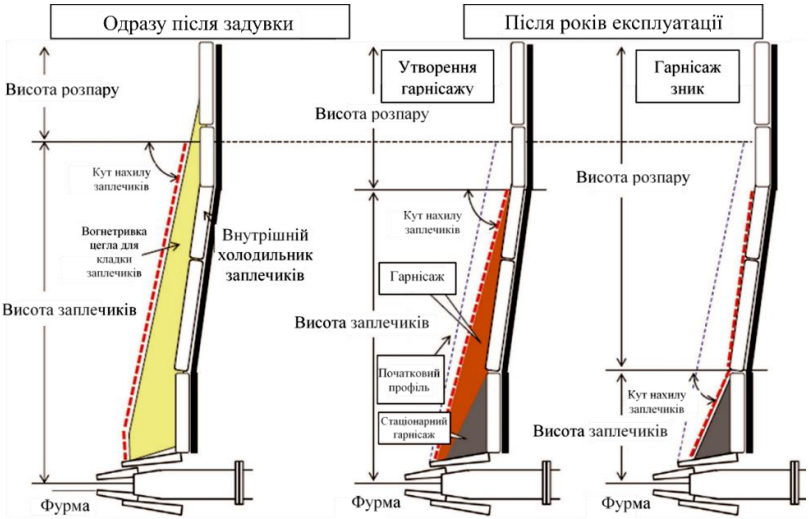
Не можна не згадати про суттєве протиріччя стосовно зміни висоти стін заплечиків в процесі експлуатації печей. Зокрема японські дослідники повідомляли [10] про суттєве зменшення не тільки висоти, але й кута нахилу стін заплечиків (рис. 1, *а*).

Негативним зрушенням зміни профілю печей в процесі зниження $h_з$ дослідники вважали зростання висоти розпару навіть за рахунок, на їх погляд, конічних заплечиків (рис. 1, *а*, схема праворуч). Навпроти практика роботи колишніх радянських печей свідчила про зворотній вплив часу роботи печей після задувки на висоту заплечиків – їх висота на момент видувки сягала низу шахти (рис. 1, *б*), хоча зменшення кута нахилу стін заплечиків було теж помітним. Про зростання $h_з$ з часом зокрема йшлося у згаданій вище монографії [8].

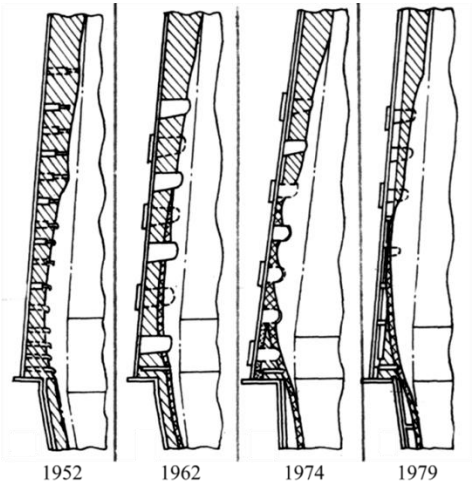
Метою роботи є встановлення особливостей вибору параметрів заплечиків при проєктуванні нових і реконструкції діючих доменних печей.

Основні результати дослідження. Передумовою для вирішення питання про вибір раціонального кута нахилу стін заплечиків з точки зору збереження футерівки і холодильників останніх від руйнування є врахування потужності фурменного вогнища за витратою дуття і, відповідно, за спаленим коксом з добавками. В табл. 2 приведені розрахункові дані витрати дуття на одну повітряну фурму при помірному форсуванні процесу, а саме 1,6 м^3/хв на 1 м^3 корисного

об’єму печей у співставленні з кутами заплечиків типових проєктів.



а



б

Рисунок 1 – Зміна профілю заплечиків в процесі експлуатації доменних печей в Японії [10] (*а*) і в СРСР за М.М. Бабарикіним (*б*): цифрами під видувними профілями доменної печі об’ємом 1180 м^3 показані роки видувки на ремонти.

Таблиця 2 – Витрата дуття на одну повітряну фурму при питомій витраті 1,6 м^3/хв на 1 м^3 об'єму типової печі з реконструктивним збільшенням кількості фурм в порівнянні з проектними кутами заплечиків.

Об'єм	Кількість фурм	Витрата дуття, м^3/хв		β, град
		на піч	на фурму	
1033	16	1653	103	$80^0 32' 15''$
1386	18	2218	123	$80^0 14' 51''$
1513	20	2421	121	$81^0 07' 10''$
1719	20	2750	138	$79^0 35' 40''$
2000	22	3200	145	$79^0 09' 00''$
2300	22	3680	167	$79^0 22' 49''$
2700	24	4320	180	$79^0 10' 38''$
3000	28	4800	171	$79^0 22' 49''$
3200	30	5120	171	$80^0 49'$
5000	42	8000	190	$79^0 13' 17''$
5500	40	8800	220	$79^0 17' 13''$

Із табл. 2 видно, що поступове нарощування об'єму печей при однаковій відносній витраті дуття супроводжувалось суттєвим зростанням витрати дуття крізь одну фурму. Так, в наведеному прикладі кожна фурма потужних печей об'ємом 5000-5500 м^3 приймала дуття в 1,8-2,1 рази більше, ніж фурма на печі об'ємом 1033 м^3. Відповідно зростанню витрати дуття підвищувався вихід гарячих фурменних газів і їх вплив на огородження печі. Якщо ж зважити на той факт, що первинні проєкти типових радянських печей відрізнялися заниженою кількістю повітряних фурм (наприклад печі об'ємом 2000, 2300 і 2700 м^3 мали по 20 фурм) то кожне збільшення об'єму печей супроводжувалось створенням проблем зі збереженням огородження заплечиків, стійкості гарнісажу і самих повітряних фурм. Як видно з наведених в таблиці кутів заплечиків, реакція проєктувальників на негативні явища була відсутньою.

Крім зростаючої витрати дуття на одну фурму зі збільшенням об'єму печей ознаки суттєво зруйнованих заплечиків другого ряду спостерігались навіть на печах однакового об'єму (див. рис. 1, *б*, видувні профілі 1974 і 1979 рр.). Руйнування заплечиків в ці роки і надалі було обумовлене активним впровадженням комбінованого дуття так званих високих параметрів, в якому концентрація кисню досягала 30-35%. Намагання подовжити термін служби заплечиків призвело до впровадження плитових холодильників з двома рядами охолоджуючих змійовиків [11], але відсутність дієвого контролю за процесом утворення гарнісажу на таких холодильниках іноді призводила до небажаних результатів.

Тільки після повсюдного впровадження пиловугільної технології і

різкого погіршення стану огородження доменних печей було звернуто увагу на вибір раціонального кута заплечиків [6].

Таким чином при виборі кута нахилу заплечиків слід, перш за все, враховувати потужність фурменного вогнища за витратою дуття, а також параметри дуття, які визначають температурний і газодинамічний режими біля огородження заплечиків.

Для виявлення причин існування різного стану заплечиків в процесі кампанії печей розглянули структуру охолоджених на ходу промислових доменних печей, що мали відмінності у формуванні пластичної зони (ПЗ). У відповідності зі загальноприйнятими поглядами на формоутворення ПЗ перетини «заморожених» печей розміщені на рис. 2 в порядку від небажаної «ваграночної» V-подібної до оберненої Λ-подібної, що уособлює осьовий хід печі і збереження її огородження від дії високих температур. Додаткова інформація про результативність та ефективність роботи відібраних печей надана в табл. 3.

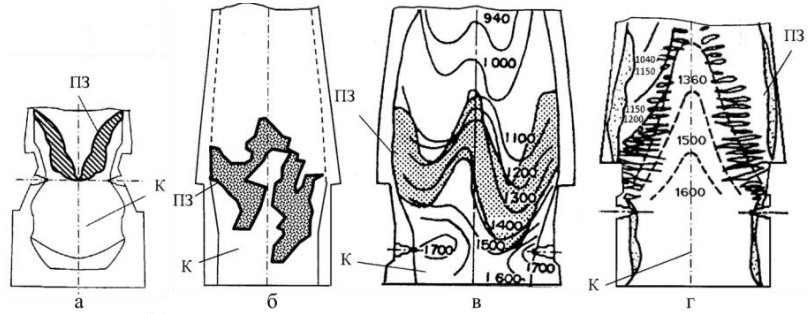


Рисунок 2 – Вплив форми пластичної зони на розміщення її периферійного кореня відносно профілю заморожених на ходу доменних печей за даними досліджень [12-14]: *а* – Єнакієвський металургійний завод, ДП №1 (СРСР); *б* – завод в Хукінгені, ДП №5 (Німеччина); *в* – завод в Кукіока, ДП №4 (Японія); *г* – завод в Хірохата, ДП № 1 (Японія); ПЗ – пластична зона; К – кокс; цифри біля кривих – температура, °С.

Вивчення структури стовпа шихти ДП №1 Єнакієвського заводу проводили з однієї сторони в радіальному напрямку від стін до центру печі, тому на рисунку припустили осесиметричність ПЗ (рис. 2, *а*). Шихтові та експлуатаційні умови роботи цієї печі були далекі від сучасних (витрата коксу 920 кг/т чавуну, питома продуктивність лише 18,1 т/м^2·доб, див. табл. 3). Різкий периферійний хід печі зі забитим центром обумовив форму пластичної зони в перетину у вигляді букви V і підняття її периферійного кореня до низу шахти.

Таблиця 3 – Показники роботи до зупинки заморожених доменних печей за даними робіт [12-14].

Показники	Країна, завод, номер печі			
	СРСР, Єнакієвський, №1	ФРН, Хукінген, №5	Японія, Кукіока, №4	Японія, Хірохата, №1
Діаметр горна, м	4,8	7,0	7,9	7,8
Корисний об'єм, $м^3$	426	н.д.	1280	1407
Питома продуктивність, $т/м^2 \cdot доб$	18,1	47,6	43,3	53,2
Витрата палива, кг/т чавуну	920	516	477	542
Рудне навантаження, т/т	2,43	3,47	3,93	3,12
Коефіцієнт рівня технології*, $т/м^2 \cdot год$	0,82	3,84	3,78	4,09

* Коефіцієнт рівня технології дорівнює відношенню питомих продуктивності ($т/м^2 \cdot год$) і витрати палива (т/т чавуну).

Експлуатація ДП №5 заводу в Хукінгені і №4 заводу Кукіока з ПЗ в перетині у вигляді букви W (рис. 2, *б*, *в*) сприяла зменшенню інтенсивності периферійного газопотоку, посиленню осьового і зниження периферійного кореня ПЗ до розпару. На обох печах спостерігалось суттєва несиметричність ПЗ відносно осі печей. Тим не менш показники роботи розглянутих печей, незважаючи на зношеність агрегатів і обладнання перед зупинкою на ремонти, були цілком прийнятними. Так, на ДП №4 Кукіока була реалізована технологія форсування процесу підвищенням рудного навантаження (3,93) при зниженні інтенсивності горіння палива ($0,773 т/м^3 \cdot доб$) і, відповідно, продуктивності печі.

В іншому випадку (рис. 2, *г*) на ДП №1 Хірохата для забезпечення високої газопроникності стовпа шихти була утворена Λ-подібна ПЗ за рахунок утворення потужного осьового газового потоку і збільшення поверхні коксових вікон в зоні для пропуску підвищеної кількості горнових газів. В результаті процес форсували дуттям (інтенсивність горіння палива зросла до $1,004 т/м^3 \cdot доб$) при суттєво меншому рудному навантаженні (3,12). Продуктивність печі зросла до $53,2 т/м^2 \cdot доб$ і, головне, різко змінилися умови роботи огородження печі – послаблення периферійного газопотоку змістило периферійний корінь ПЗ в заплечики.

Таким чином показано, що на стан заплечиків, перш за все, на їх зростання вгору або зниження, впливає прийнята технологами організація структури стовпа шихти. При формоутворенні ПЗ типів V і W висота заплечиків зростає за рахунок розпалу футерівки розпару [8],

що і спостерігалось на радянських печах (див. рис. 1, *б*).

При опусканні периферійного кореня ПЗ типу Λ униз заплечиків над цим коренем при помірних для надфурменної області температурах 1100-1170 °С зростає інтенсивність стирання шихтою футерівки, а затим і гарнісажу, утвореного на її місці, внаслідок чого висота заплечиків знижується. Таке явище за схемою, показаною на рис. 1, *а*, і відбувається в японській практиці на печах з проєктним кутом заплечиків 78-79°.

Обпирання периферійного кореня ПЗ на пологі стіни заплечиків зі зменшеним в результаті руйнування футерівки і гарнісажу кутом нахилу створює ускладнення обробки залізорудних матеріалів в корені ПЗ і взагалі роботи печі з Λ - подібною формою цієї зони. Для відновлення проєктних висоти і кута заплечиків автори [10] запропонували в просторі між стиком рядів плитових мідних холодильників і фурменних холодильників встановлення горизонтальних мідних пластинчастих і сигароподібних холодильників (рис. 3).

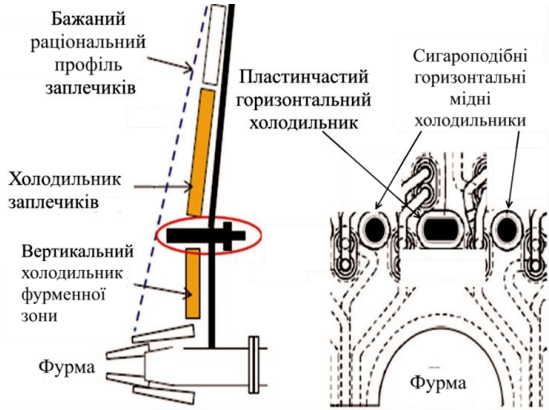


Рисунок 3 – Комбінація вертикальних і горизонтальних холодильників фурменої зони і заплечиків для відтворення потрібних куту нахилу і профілю заплечиків, запропонованих фірмою Nippon Steel Corporation [10].

Така комбінація вертикальних і горизонтальних холодильників заплечиків дозволила утворити гарнісажні кармани – верхній – між розпаром і горизонтальними холодильниками і нижній – між згаданими вище холодильниками і фурменними холодильниками. Повідомлялося про покращення роботи і продуктивності ДП №4 Kimitsu (третя кампанія) і ДП №2 Oita (третя кампанія) після впровадження комбінованої системи охолодження заплечиків.

Щодо особливості японської технології плавки з розміщенням периферійного кореня пластичної зони в нижній частині або в середині заплечиків (див. рис. 2, г), то слід підкреслити два позитивних явища, викликані цією особливістю. По перше, внаслідок суттєвого опору

периферійний корінь ПЗ відразу відхилює потік фурменних газів від стін до центру, що є неможливим у випадку, коли заплечики заповнені тільки коксом. По друге, внаслідок поглинання тепла на плавлення залізорудних матеріалів периферійного когезійного кореня знижується температура газів, що виходять з коксових вікон кореня. В свою чергу це знижує ступінь руйнування заплечикових футерівки або гарнісажу.

Показовим прикладом (рис. 4) впливу форми і місця розташування ПЗ в робочому просторі на розподіл температур біля стін є ДП №1 заводу Амагасакі (Японія, [15]), заморожена зі застосуванням спеціальних залізорудних обкотишів, за станом яких в процесі розбирання стовпа шихти існувала можливість визначити розподіл температур.

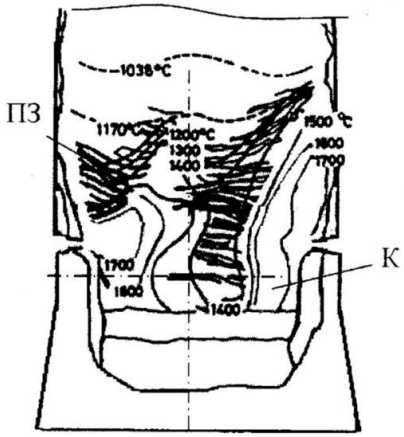


Рисунок 4 – Вплив форми і місця розміщення пластичної зони на розподіл температур в робочому просторі ДП №1 заводу Амагасакі [15]: позначення ті ж, що і на рис. 2.

Несиметричність ПЗ на досліджуваній печі обумовлена нерівномірністю розподілу дуття по фурмам та іншими факторами. На рис. 4 ліворуч периферійний корінь когезійної зони знаходився внизу заплечиків внаслідок чого над зоною в розпарі температура газу складала біля 1170 °С. Периферійний корінь ПЗ праворуч знаходився внизу шахти і температура біля зруйнованого огородження заплечиків складала 1600-1700 °С.

Умови служби огородження заплечиків доменних печей України суттєво відрізняються. Печі обладнані переважно конусними засипними пристроями, проплавляють залізорудну сировину вітчизняних виробників з використанням коксу не завжди задовільної гарячої міцності. Тому форма ПЗ на цих печах зазвичай W-подібна, а периферійний її корінь знаходиться або внизу шахти [16], або, в кращому разі, в розпарі. Внаслідок цієї обставини заплечики заповнюються газопроникним коксом і потерпають від впливу високих

температур, «гасіння» яких припадає на нижні горизонти шахти. Виходом зі становища, що склалося є перегляд відношення до стану підготовки шихтових матеріалів і заміна на капітальних ремонтах печей конусних засипних пристроїв на безконусні.

На рис. 5 показані зміни параметрів заплечиків в процесі нарощування корисного об'єму типових радянських печей.

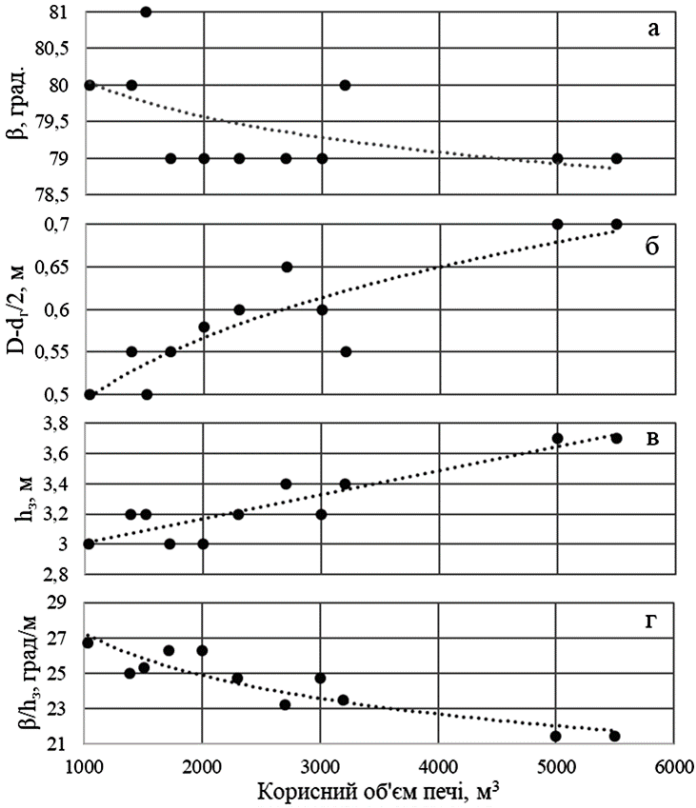


Рисунок 5 – Зміни кута нахилу стін заплечиків, β (*а*), напіврізниці діаметрів розпару і горна, D-$d_г/2$ (*б*), висоти заплечиків, $h_з$ (*в*) та індексу заплечиків, $\beta/h_з$ (*г*) зі зростанням корисного об'єму типових радянських доменних печей.

До відомих параметрів додано запропонований нами показник – індекс заплечиків, який дорівнює співвідношенню кута нахилу стін β до висоти заплечиків $h_з$. Сутність індексу полягає в оцінці кількості градусів нахилу, що приходяться на 1 м висоти заплечиків.

Дані, наведені на рис. 5, *б*, свідчать про невизначеність з вибором

напіврізниці $(D\text{-}d_г)/2$ в перших чотирьох проєктах від 1033 до 1719 м^3 включно, а також в проєкті 3200 м^3. Звертає на себе увагу невизначеність у виборі висоти заплечиків в семи проєктах від 1033 до 2300 м^3 і 3200 м^3, в яких $h_з$ практично не залежить від об'єму печей (рис. 5, *в*). Помітне зменшення індексу $\beta/h_з$ (рис. 5, *г*) до 21,4 град/м спостерігається для печей об'ємом 2700, 3200, 5000 і 5500 м^3 завдяки зрушенню у збільшенні висоти заплечиків до 3,4-3,7 м в порівнянні з меншими агрегатами. Не можна не відмітити деяку наступність в розвитку профілю – перша в світі доменна піч, яка в світовій металургії мала діаметр горна, що перевищував діаметр колошника (ДП №4 фірми Іллінойс об'ємом 662 м^3, США, 1914 р.) мала індекс $\beta/h_з$ 21,4 град/м [5]. Тенденція до зменшення індексу зі зростанням корисного об'єму печей спостерігалось вже в 70-х – 80-х роках XX ст. (див. табл. 1, рис. 5, *г*). В сучасних умовах внаслідок суттєвого зменшення β і збільшення $h_з$ на потужних печах індекс заплечиків досяг позначок 18-19 град/м.

Висновки

За період, що минув з середини XX ст., розглянута зміна підходів до вибору параметрів заплечиків – кута нахилу стін β і їх висоти $h_з$. Показано, що на початку досліджуваного періоду раціональним діапазоном кута β вважався інтервал між 79 і 82° з різницею у три градуси. Наразі цей діапазон розширився здебільшого у бік менших значень і становить 71-83° з різницею у 12°, що більше у чотири рази, ніж в 50-х роках XX ст.

Показано, що кут β слід узгоджувати, перш за все, за витратою дуття на кожну повітряну фурму, а затим за складом доменного дуття. Це враховування повинно бути обов'язковим. Оскільки одна фурма зі зростанням об'єму печей повинна приймати дуття більше, ніж піч меншого об'єму.

На основі аналізу стану стовпа шихти заморожених на ходу доменних печей встановлено, що висоту заплечиків слід визначати не від якості сировини, як було рекомендовано раніше, а від проєктної технології плавки і організації стовпа шихти. Сировина при виборі $h_з$ має вторинне значення, оскільки впливає на спосіб реалізації доменного процесу.

Показано, що при виборі параметрів заплечиків слід орієнтуватися не на співвідношення $D/d_г$, як було раніше, а на різницю цих діаметрів.

Внаслідок особливостей зміни роботи повітряних фурм і розвитку фурменних вогнищ, зі збільшенням об'єму доменних печей існує об'єктивна необхідність відносного розширення розпару за рахунок поступового збільшення різниці $D\text{-}d_г$ з прийняттям заходів зі забезпечення відповідних розподілу матеріалів і формоутворення структури стовпа шихти.

Для загальної оцінки параметрів заплечиків запропоновано показник – індекс заплечиків, який дорівнює співвідношенню кута нахилу стін до висоти заплечиків. Відмічена тенденція до зменшення значень індексу для нових і реконструйованих доменних печей завдяки як зменшенню β, так і збільшенню $h_з$.

Перелік посилань

1. Pavlov M. A. *Metallurgy of Pig Iron*. Vol. 3, Verlag Technic, Berlin, 1953, 95 p.
2. Effect of Blast Furnace. Profile on Inner Furnace States / T. Inada, K. Takata, K. Takatani, T. Yamamoto // *ISIJ International*. 2003. Vol. 43, No. 7, pp. 1003-1010.
3. Плисковский С. Т., Полтавец В. В. Оборудование и эксплуатация доменных печей : учебник. Днепропетровск : Пороги, 2004. 496 с.
4. Research on low-carbon smelting technology of blast furnace – optimized design of blast furnace / Z. Y. Guo, J. L. Zhang, K. X. Jiao, T. L. Gao, Y. B. Zong, I. Zhang // *Ironmaking & Steelmaking*. 2021. Vol. 48. No. 6. P. 685-692.
5. Крячко Г. Ю., Сігарьов Є. М. Конструкції металургійних агрегатів. Частина 1. Конструкції доменних печей : монографія / Кам'янське : ДДТУ, 2023. 275 с.
6. Можаренко Н. М., Вышинская Е. Д., Горупаха В. В. Тенденции изменения проектных профилей доменных печей в современных условиях // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2014. Вып. 29. С. 52-63.
7. Krol L. *Konstrukcja i urzadzenia wielkiego pieca*. Katowice, wydawnictwo «Slask», 1989. 481 p.
8. Орешкин Г. Г. *Вопросы рационализации работы доменных печей*. Харьков : Металлургиздат, 1960. 189 с.
9. Anil K. *Biswas Principles of Blast Furnace Ironmaking*. Brisbane. Austrulia Cootha publishing house, 1981. p. 528.
10. Latest Plant Engineering of Blast Furnace / A. Shiga, M. Suzuki, T. Manchu, S. Miyaoka, H. Iida // *Nippon Steel Technical Report*. No 123. March 2020. P. 141-147.
11. Влияние интенсивности охлаждения заплечиков на работу доменной печи / Н. Я. Койда, Г. Ю. Крячко, В. И. Тимошенко и др. // *Металлург*. 1980. №4. С. 16-19.
12. *Фазовые превращения материалов при доменной плавке* / Балон И. Д., Буклан И. З., Муравьев В. Н., Никулин Ю. Ф. М. : Металлургия, 1984. 152 с.
13. Гуденау Г.-В. Исследования на охлажденных доменных печах в Японии / Гуденау Г.-В., Сасабе М., Крайбих К. // *Черные металлы*. 1977. № 6-7. С. 13-17.
14. Грабе К. Поведение шихтовых материалов при размягчении в «замороженной» азотом доменной печи и его влияние на расход кокса / Грабе К., Де Хаас Г. // *Черные металлы*. 1986. № 5. С. 25-32.
15. Доклад о разборке содержимого доменной печи №1 завода Амагасаки / К. Нарита, Т. Сато, М. Маекава [и др.] // *Тецу то Хагане*. 1980. №13. С. 1975-1984.
16. Метод визначення положення і форми пластичної зони в доменній печі

з використанням показників розподілу температури газового потоку / І. Г. Муравйова, М. Г. Іванча, В. Р. Щербачов та ін. // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2022. Вип. 36. С. 95-105.

References

1. Pavlov, M. A. (1953). *Metallurgy of Pig Iron.* Vol. 3, Verlag Technic

2. Inada, T., Takata, K., Takatani, K., & Yamamoto, T. (2003). Effect of Blast Furnace. Profile on Inner Furnace States. *ISIJ International*, 43 (7), 1003-1010

3. Pliskanovskii, S. T., Poltavets, V. V. (2004). *Oborudovanie i ekspluatatsiia domennykh pechei [Equipment and operation of blast furnaces]: uchebnik.* Porogi

4. Guo, Z. Y., Zhang, J. L., Jiao, K. X., Gao, T. L., Zong, Y. B., & Zhang, I. (2021). Research on low-carbon smelting technology of blast furnace – optimized design of blast furnace. *Ironmaking & Steelmaking,* 48 (6), 685-692

5. Kryachko, G. Yu., & Sigarev, E. N. (2023). *Constructions of metallurgical units. Part 1. Designs of blast furnaces*. DDTU

6. Mozharenko, N. M. Vyshinskaia, E. D., & Gorupakha, V. V. (2014). Trends in changes in the design profiles of blast furnaces in modern conditions. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy,* 29, 52-63

7. Krol, L. (1989). *Konstrukcja i urzadzenia wielkiego pieca*. Katowice, wydawnictwo "Slask"

8. Oreshkin, G. G. (1960). *Voprosy ratsionalizatsii raboty domennykh pechei* [Issues of rationalizing the operation of blast furnaces]. Metallurgizdat

9. Anil, K. (1981). *Biswas Principles of Blast Furnace Ironmaking*. Brisbane. Austrulia Cootha publishing house

10. Shiga ,A., Suzuki, M., Manchu, T., Miyaoka, S., & Iida, H. (2020). Latest Plant Engineering of Blast Furnace. *Nippon Steel Technical Report*, March 2020, 123, 141-147

11. Koida, N. Ia., Kriachko, G. Yu., Timoshenko, V. I. et al. (1980). Vliianie intensivnosti okhlazhdeniia zaplechikov na rabotu domennoi pechi. [Influence of shoulder cooling intensity on blast furnace operation]. *Metallurg*, 4, 16-19

12. Balon, I. D., Buklan, I. Z., Muravev, V. N., & Nikulin, Iu. F. (1984). *Fazovye prevrashcheniia materialov pri domennoi plavke*. [Phase transformations of materials during blast-furnace melting]. Metallurgiia [Metallurgy]

13. Gudenau, G.-V., Sasabe, M., & Kraibikh, K. (1977). Issledovaniia na okhlazhdennykh domennykh pechakh v Iaponii. [Research on chilled blast furnaces in Japan]. *Chernye metally* [Ferrous metalls], 6-7, 13-17

14. Grabe, K., De Khaas, G. (1986). Povedenie shikhtovykh materialov pri razmiagchenii v zamorozhennoi azotom domennoi pechi i ego vliianie na raskhod koksa. [Behavior of charge materials during softening in a blast furnace “frozen” with nitrogen and its effect on coke consumption]. *Chernye metally.* [Ferrous metalls], 5, 25-32

15. Narita, K., Sato, T., Maekava, M.et al. (1980). Doklad o razborke soderzhimogo domennoi pechi 1 zavoda Amagasaki. [Report on the dismantling of the contents of the blast furnace No. 1 of the Amagasaki plant]. *Tetsu to Khagane*, 13, 1975-1984

16. Muraviova, I. H., Ivancha, M. H., Shcherbachov, V. R. et al (2022). The method of determining the position and shape of the plastic zone in the blast furnace

using the parameters of the temperature distribution of the gas flow. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 36, 95-105

H. Yu. Kryachko[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0002-8773-508X
Ye. M. Siharov[1], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-8229-7877
A. A. Pokhvalityi[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0002-9652-767X

[1] *Dniprovsky State Technical University*

FEATURES CHOICE PARAMETERS SHOULDERS OF BLAST FURNACES

Abstract. The purpose of the work is to establish the peculiarities of the selection of shoulder parameters in the design of new and reconstruction of existing blast furnaces. The change of approaches to the selection of the parameters of the shoulders is considered - the angle of inclination of the walls β and their height hz. It is shown that at the beginning of the studied period, the interval between 79 and 82^0 with a difference of three degrees was considered the rational range of the angle β. Currently, this range has expanded mostly towards smaller values and is $71\text{-}83^0$ with a difference of 12^0, which is four times more than in the 1950s. It is shown that the angle β should be adjusted, first of all, according to the flow rate of each air nozzle, and then according to the composition of the blast furnace. This consideration should be mandatory, since one tuyere of powerful furnaces with a volume of 5000-5500 m^3 at the same relative blowing costs per furnace takes almost twice as much as a tuyere on a furnace with a volume of 1033 m^3. Based on the analysis of the condition of the charge column of blast furnaces frozen in progress, it was established that the height of the shoulders should be determined not by the quality of raw materials, as was recommended earlier, but by the design technology of melting and the organization of the charge column. As a result of the changes in the operation of air nozzles and the development of nozzle hearths with an increase in the volume of blast furnaces, there is an objective need for a relative expansion of the gap due to a gradual increase in the difference $D\text{-}d_g$ with the adoption of measures to ensure the appropriate distribution of materials and the formation of the structure of the charge column. For the general evaluation of the parameters of the shoulders, an indicator is proposed - the index of the shoulders, which is equal to the ratio of the angle of inclination of the walls to the height of the shoulders.

Key words: blast furnace, shoulders, choice, angle of inclination of walls, height, tuyere hearth, structure of charge column, spacer, expansion.

For citation: Kryachko H. Yu, Siharov Ye. M., & Pokhvalityi A. A. (2023). Features choice parameters shoulders of blast furnaces. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 105-120. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-105-120

Стаття надійшла до редакції збірника 04.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-121-138
УДК 669.162.231/.238

М. В. Петряков[1], директор з інжинірингу
Л. П. Грес[2], д.т.н., проф., ORCID 0000-0002-5343-3438
О. В. Гупало[2], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0003-3145-9220
В. І. Верещак[3], директор
О. О. Єрьомін[2], д.т.н., проф., ORCID 0000-0001-8306-578X
А. С. Григор'єв[2], студент

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

ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИКОРИСТАННЯ СУМІШІ ПОВІТРЯ, ДИМОВИХ ГАЗІВ ТА ТЕХНОЛОГІЧНОГО КИСНЮ В ЯКОСТІ ОКИСНЮВАЧА ПРИ ОПАЛЕННІ ДОМЕННИХ ПОВІТРОНАГРІВАЧІВ

Анотація. Підвищення температури нагріву доменного дуття є одним із відомих способів економії коксу при виробництві чавуну. Для нагрівання дуття використовуються повітронагрівачі, які зазвичай опалюються доменним газом. Оскільки склад і теплота згоряння доменного газу недостатні для досягнення температури горіння доменного газу, яка забезпечує достатнє підігрівання насадок повітронагрівачів для нагрівання дуття на рівні 1160-1230 °С, використовуються різні методи збільшення температури горіння доменного газу. В даній роботі досліджено ефективність застосування одного з таких методів – використання в якості окиснювача для спалення доменного газу в повітронагрівачах суміші повітря, димових газів та технологічного кисню. Для підготовки суміші блок повітронагрівачів оснащується додатковим обладнанням: теплогенератором для спалювання доменного газу с атмосферним повітрям, та змішувачем, в якому високотемпературні димові гази, що утворюються при спалювання палива в теплогенераторі, змішуються з атмосферним повітрям та технологічним киснем з утворенням повітро-димової суміші у складі якої міститься 21 % кисню. Використання підготованої таким чином суміші збільшує температуру горіння палива в повітронагрівачах і забезпечує підвищення температури нагріву насадки, що в свою чергу сприяє підвищенню температури нагріву доменного дуття. Результати роботи містять порівняння ефективності даного методу з іншими відомими методами збільшення температури горіння палива в повітронагрівачах: збагачення доменного газу природнім, підігрів компонентів горіння перед спалюванням палива в повітронагрівачах; збагачення повітря горіння киснем. В роботі показано, що використання повітро-димової суміші при інших рівних умовах, має деякі переваги у порівнянні з іншими методами, а саме не призводить до суттєвого зниження виходу димових газів, які утворюються при спалюванні палива в повітронагрівачах, що не погіршує теплообмін в насадці теплообмінників, а також підвищує повноту використання власних

енергоресурсів підприємства (доменного газу і технологічного кисню) при наявності їх залишків. До недоліків використання повітро-димової суміші слід віднести можливість утворення вибухо-небезпечної суміші під час змішування технологічного кисню з високотемпературними продуктами згоряння палива, які можуть містити угарний газ. Тому питання безпечної реалізації змішування димових газів, кисню і атмосферного повітря потребують подальшого дослідження і детальної розробки конструкції змішувача.

Ключові слова: повітронагрівач, природний газ, доменний газ, технологічний кисень, вторинні енергоресурси, теплогенератор.

Посилання для цитування: 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

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 температури горіння палива 1440-1370 °С, яка необхідна для досягнення температур під куполом повітронагрівачі 1300-1350 °С і не дозволяє забезпечити температуру нагріву дуття на рівні 1160-1230 °С [1]. 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, у тому числі – підвищення температури горіння палива та температури під куполом повітронагрівачів, є актуальними.

Калориметрична температура горіння палива залежить від складу палива, теплоти підігріву компонентів горіння (температури підігріву газу та повітря горіння) та вмісту кисню в повітрі горіння. Для підвищення калориметричної температури горіння палива зазвичай використовують наступні способи: збагачення доменного газу висококалорійним паливом (природним або коксовим газом); підігрів палива та повітря горіння перед спалюванням; збагачення повітря горіння киснем [2].

Проте, у зв'язку зі значною ціною природного газу у порівнянні з вторинними паливами, його використання для збільшення калорійності палива для доменних повітронагрівачів в теперішній час є

нераціональним. Використання коксового газу теж має суттєвий недолік, пов'язаний з вмістом сірководню в його складі, оскільки при спаленні сірководню утворюються оксиди сірки. Збагачення доменного газу коксовим призводить до збільшення оксидів сірки в продуктах згоряння палива, що при певних умовах знижує тривалість експлуатації теплообмінників системи утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів та негативно впливає на стійкість футерівки димового тракту [3-5].

Згідно результатам досліджень, наведеним в роботах [2, 6, 7], найбільш перспективними заходами з підвищення температури горіння доменного газу є збільшення температури компонентів горіння перед спалюванням та збагачення повітря горіння технологічним киснем.

В той же час в роботі [8] запропоновано альтернативні технічні рішення щодо збільшення температури горіння доменного газу, які передбачають реконструкцію систем підготовки компонентів горіння перед спалюванням з встановленням додаткового обладнання, схему якого наведено на рис. 1.

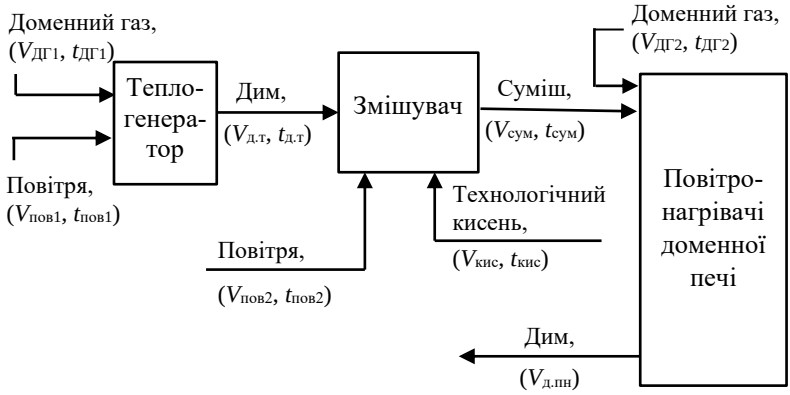


Рисунок 1 – Схема підготовки компонентів горіння перед спалюванням в доменних повітронагрівачах. Умовні позначення: V – витрата теплоносія, м^3/год; t – температура теплоносія, °С.

Схема передбачає спалювання додаткового доменного газу ($V_{ДГ1}$) в теплогенераторі з атмосферним повітрям ($V_{пов1}$) з подальшим змішуванням продуктів згоряння палива, що відходять з теплогенератора ($V_{д.т}$), у змішувачі з атмосферним повітрям ($V_{пов2}$) та технологічним киснем ($V_{кис}$). Таким чином на виході зі змішувача утворюється повітро-димова суміш ($V_{сум}$), у складі якої міститься 21 об'ємний відсоток кисню. Далі ця суміш подається в якості окиснювача

на спалювання доменного газу ($V_{ДГ2}$) в повітронагрівачі доменної печі. При цьому в залежності від обладнання повітронагрівачів системою утилізації теплоти відхідних димових газів, у теплогенератор, змішувач та повітронагрівачі доменної печі можуть подаватися відповідно або холодні, або підігріті в теплообмінниках атмосферне повітря та доменний газ.

Метою даного дослідження є визначення ефективності використання суміші повітря, димових газів та технологічного кисню в якості окиснювача при опаленні доменних повітронагрівачів у порівнянні з відомими та більш простими способами підвищення температури горіння доменного газу в повітронагрівачах: збагаченням доменного газу природним, збільшенням температури компонентів горіння перед спалюванням, збагаченням повітря горіння технологічним киснем.

Методика дослідження. Для визначення ефективності використання схеми підготовки теплоносіїв, наведеної на рис. 1, розроблено методику розрахунку калориметричної температури горіння доменного газу та температури під куполом повітронагрівачів, згідно якої в якості вихідних даних задаються:

– склад сухого доменного газу (CO, H_2, CO_2, O_2, N_2, H_2S, в об'ємних відсотках), його вологість ($W_{ДГ}$, г/м^3) та умови спалювання – коефіцієнт витрати повітря (n), вміст кисню в атмосферному повітрі (21%);

– витрати та температури доменного газу, що подається в теплогенератор ($V_{ДГ1}$, $t_{ДГ1}$) та повітронагрівачі доменної печі ($V_{ДГ2}$, $t_{ДГ2}$);

– температури повітря, що подається на спалювання доменного газу в теплогенератор ($t_{пов1}$) та до змішувача ($t_{пов2}$);

– температура технологічного кисню ($t_{кис}$);

– коефіцієнти теплових втрат в теплогенераторі (η_1), змішувачі (η_2) та пірометричний коефіцієнт для повітронагрівачів (η_3).

За методикою, наведеною в [1], виконуються розрахунки горіння доменного газу в теплогенераторі з визначенням теплоти згоряння палива ($Q_н^р$, Дж/м^3), теоретичної (L_0, м^3/м^3) і дійсної витрат повітря ($L_п$, м^3/м^3); питомого виходу продуктів згоряння ($\upsilon_{д.т}$, м^3/м^3) та їх складу ($CO_{2\,д.т}$, $N_{2\,д.т}$, $H_2O_{д.т}$, $O_{2\,д.т}$, $SO_{2\,д.т}$, об'ємні відсотки), залежності ентальпії димових газів ($i_{д.т}$, Дж/м^3) від температури; калориметрична температура горіння доменного газу в теплогенераторі ($t_{кал.т}$, °С). Витрати повітря, для спалювання доменного газу, продуктів згоряння, що утворюються від його спалювання та їх температура визначаються за формулами:

$$V_{пов1} = V_{ДГ1} \cdot L_п, \ м^3/год; \quad (1)$$

$$V_{\text{д.т}} = \text{V}_{\text{ДГ1}} \cdot \ \upsilon_{\text{д.т,}}\ \text{м}^3/\text{год}; \tag{2}$$

$$t_{\text{д.т}} = t_{\text{кал.т}} \cdot \eta_1,\ ^\circ\text{C}. \tag{3}$$

Для забезпечення якісного перемішування окиснювача з горючими компонентами палива при його спалюванні в повітронагрівачах частка кисню в повітро-димовій суміші на виході зі змішувача повинна відповідати частці кисню в атмосферному повітрі – 0,21. З рівняння матеріального балансу для змішувача по кисню отримаємо:

$$0,21 = \frac{V_{\text{O2.д.т}} + V_{\text{кис}} + 0,21 \cdot V_{\text{пов2}}}{V_{\text{д.т}} + V_{\text{кис}} + V_{\text{пов2}}},\ \text{м}^3/\text{год}, \tag{4}$$

де $V_{\text{O2.д.т}} = 0,01 \cdot O_{2\ \text{д.т}} \cdot V_{\text{д.т}}$ – витрата кисню, що входить до складу димових газів, які покидають теплогенератор, м^3/год; $O_{2\ \text{д.т}}$ – вміст кисню в складі продуктів згоряння на виході з теплогенератора, об'ємні відсотки.

З рівняння (4) визначається витрата технологічного кисню, який подається у змішувач:

$$V_{\text{кис}} = \frac{0,21 \cdot V_{\text{д.т}} - V_{\text{O2.д.т}}}{0,79},\ \text{м}^3/\text{год}. \tag{5}$$

Теоретична ($V_{\text{пов2}}^{\text{теор}}$) і дійсна ($V_{\text{пов2}}$) витрати повітря, що подається у змішувач визначаються з рівняння:

$$V_{\text{пов2}}^{\text{теор}} = \frac{V_{\text{теор}} - V_{\text{O2.д.т}} - V_{\text{кис}}}{0,21},\ \text{м}^3/\text{год}, \tag{6}$$

$$V_{\text{пов2}} = n \cdot V_{\text{пов2}}^{\text{теор}},\ \text{м}^3/\text{год}, \tag{7}$$

де $V_{\text{теор}} = 0,01 \cdot \left[0,5 \cdot CO + 0,5 \cdot H_2 + 2 \cdot CH_4 + 1,5 \cdot H_2S - O_2\right] \cdot V_{\text{ДГ1}}$ – теоретична витрата кисню для спалювання доменного газу в теплогенераторі, м^3/год.

Витрата повітро-димової суміші на виході зі змішувача, яка подається на спалювання палива до повітронагрівачів, складає:

$$V_{\text{сум}} = V_{\text{д.т}} + V_{\text{кис}} + V_{\text{пов2}},\ \text{м}^3/\text{год}, \tag{8}$$

а її температура ($t_{\text{сум}}$) визначається з рівняння теплового балансу змішувача:

$$Q_{\text{сум}} = Q_{\text{д.т}} + Q_{\text{кис}} + Q_{\text{пов2}}, \tag{9}$$

де $Q_{\text{сум}} = V_{\text{сум}} \cdot i_{\text{сум}}$ – теплота повітро-димової суміші на виході зі змішувача, Вт; $Q_{\text{д.т}} = V_{\text{д.т}} \cdot i_{\text{д.т}}^{t_{\text{д.т}}}$ – теплота, яка вноситься в змішувач з димовими газами, що надходять з теплогенератора, Вт; $Q_{\text{кис}} = V_{\text{кис}} \cdot i_{\text{кис}}^{t_{\text{кис}}}$ – теплота, що вноситься в змішувач з технологічним киснем, Вт; $Q_{\text{пов2}} = V_{\text{пов2}} \cdot i_{\text{пов2}}^{t_{\text{пов2}}}$ – теплота, що вноситься в змішувач з повітрям, Вт; $i_{\text{сум}}^{t_{\text{сум}}}$, $i_{\text{д.т}}^{t_{\text{д.т}}}$, $i_{\text{кис}}^{t_{\text{кис}}}$, $i_{\text{пов2}}^{t_{\text{пов2}}}$ – ентальпії, повітро-димової суміші, диму, технологічного кисню та повітря, розраховані при відповідних температурах $t_{\text{сум}}$, $t_{\text{д.т}}$, $t_{\text{кис}}$, $t_{\text{пов2}}$, Дж/м^3.

Склад повітро-димової суміші (в об'ємних відсотках) розраховується за формулами:

$$CO_{2\,\text{сум}} = \frac{CO_{2\,\text{д.т}} \cdot V_{\text{д.т}}}{V_{\text{сум}}}, \tag{10}$$

$$N_{2\,\text{сум}} = \frac{79 \cdot V_{\text{пов2}} + N_{2\,\text{д.т}} \cdot V_{\text{д.т}}}{V_{\text{сум}}}, \tag{11}$$

$$H_2O_{\text{сум}} = \frac{H_2O_{\text{д.т}} \cdot V_{\text{д.т}}}{V_{\text{сум}}}, \tag{12}$$

$$O_{2\,\text{сум}} = \frac{100 \cdot V_{\text{кис}} + O_{2\,\text{д.т}} \cdot V_{\text{д.т}} + 21 \cdot V_{\text{пов2}}}{V_{\text{сум}}}, \tag{13}$$

$$SO_{2\,\text{сум}} = \frac{SO_{2\,\text{д.т}} \cdot V_{\text{д.т}}}{V_{\text{сум}}}. \tag{14}$$

Далі виконується розрахунок спалювання палива в повітронагрівачі з урахуванням складу повітро-димової суміші. Під час розрахунку визначаються:

– питомі об'єми окремих газів в продуктах згоряння палива, м^3/м^3:

$$V_{\text{CO}_2\,\text{пн}} = 0{,}01 \cdot \left(CO + CO_2 + CH_4 + \sum m \cdot C_mH_n\right) + \frac{CO_{2\,\text{сум}} \cdot V_{\text{сум}}}{100 \cdot V_{\text{ДГ2}}}; \tag{15}$$

$$V_{\text{H}_2\text{O}_{\text{пн}}} = 0{,}01 \cdot \left(H_2 + H_2O + H_2S + \sum \frac{n}{2} \cdot C_mH_n\right) + \frac{H_2O_{\text{сум}} \cdot V_{\text{сум}}}{100 \cdot V_{\text{ДГ2}}}; \tag{16}$$

$$V_{\text{N}_2\,\text{пн}} = 0{,}01 \cdot N_2 + \frac{N_{2\,\text{сум}} \cdot V_{\text{сум}}}{100 \cdot V_{\text{ДГ2}}}; \tag{17}$$

$$V_{O_2\text{ пн}} = 0,21\cdot(n-1)\cdot\frac{V_{\text{пов2}}^{\text{теор}}}{V_{\text{ДГ2}}}; \tag{18}$$

$$V_{SO_2\text{ пн}} = 0,01\cdot H_2S + \frac{SO_{2\text{ сум}}V_{\text{сум}}}{100\cdot V_{\text{ДГ2}}}. \tag{19}$$

– питомий вихід димових газів

$$\upsilon_{\text{д.пн}} = V_{\text{CO}_2\text{ пн}} + V_{\text{H}_2\text{O}_{\text{пн}}} + V_{\text{N}_2\text{ пн}} + V_{O_2\text{ пн}} + V_{SO_2\text{ пн}},\ \text{м}^3/\text{м}^3; \tag{20}$$

– склад димових газів

$$CO_{2\text{ пн}} = \frac{V_{\text{CO}_2\text{ пн}}\cdot 100}{\upsilon_{\text{д.пн}}};\ H_2O_{\text{пн}} = \frac{V_{\text{H}_2\text{O}_{\text{пн}}}\cdot 100}{\upsilon_{\text{д.пн}}};\ N_{2\text{пн}} = \frac{V_{\text{N}_2\text{пн}}\cdot 100}{\upsilon_{\text{д.пн}}};$$

$$O_{2\text{ пн}} = \frac{V_{\text{O}_2\text{ пн}}\cdot 100}{\upsilon_{\text{д.пн}}};\ SO_{2\text{ пн}} = \frac{V_{\text{SO}_2\text{ пн}}\cdot 100}{\upsilon_{\text{д.пн}}}. \tag{21}$$

Калориметрична температура горіння палива розраховується за визначеним складом продуктів згоряння палива в повітронагрівачі як:

$$t_{\text{кал.пн}} = \frac{Q_{\text{н}}^{\text{р}} + Q_{\text{сум}} + i_{\text{ДГ}}^{t_{\text{ДГ2}}}}{\upsilon_{\text{д.пн}}\cdot C_{\text{д.пн}}^{t_{\text{кал.пн}}}}, \tag{22}$$

де $i_{\text{ДГ}}^{t_{\text{ДГ2}}}$ – ентальпія доменного газу при температурі $t_{\text{ДГ2}}$, Дж/м^3; $C_{\text{д.пн}}^{t_{\text{кал.пн}}}$ – теплоємність продуктів згоряння палива в повітронагрівачі при $t_{\text{кал.пн}}$, Дж/(м^3·К).

Витрата димових газів та температура під куполом повітронагрівачів визначаються як:

$$V_{\text{д.пн}} = \upsilon_{\text{д.пн}}\cdot V_{\text{ДГ2}},\ \text{м}^3/\text{год}; \tag{23}$$

$$t_{\text{куп}} = \eta_3\cdot t_{\text{кал.пн}},\ ^\circ\text{C}. \tag{24}$$

За даними роботи [2] в повітронагрівачах доменних печей досягається температура нагріву дуття на 130-140 °С нижча за температуру під куполом:

$$t_{\text{дуття}} = t_{\text{куп}} - (130\div 140),\ ^\circ\text{C}. \tag{25}$$

Вихідні данні та результати дослідження. Для визначення ефективності використання суміші повітря, димових газів та технологічного кисню в якості окиснювача при опаленні доменних повітронагрівачів виконано розрахунки температури під куполом повітронагрівачів та температури дуття для наступних варіантів:

1) базовий варіант – опалення повітронагрівачів доменним газом (ДГ) при відсутності попереднього підігріву компонентів горіння;

2) опалення повітронагрівачів змішаним газом, в якості якого використовується природно-доменна суміш (ПДС) з вмістом природного газу в суміші 2,18 та 3,54 %;

3) опалення повітронагрівачів доменним газом за умови, що компоненти горіння (доменний газ та повітря) підігріваються перед спалюванням до 150 °С в теплообмінниках системи утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів;

4) опалення повітронагрівачів доменним газом при збагаченні повітря горіння технологічним киснем до вмісту кисню в повітрі горіння 27% та 31,05 % за умов, що всі компоненти горіння не підігріваються перед спалюванням;

5) опалення повітронагрівачів доменним газом з використанням в якості окиснювача повітро-димової суміші за умови, що всі компоненти горіння, які поступають у теплогенератор та повітронагрівачі, а також технологічний кисень і повітря, що подаються в змішувач, не підігріваються;

6) опалення повітронагрівачів доменним газом з використанням в якості окиснювача повітро-димової суміші за умови, що доменний газ і повітря, які спалюються в теплогенераторі, не підігріваються, технологічний кисень подоється в змішувач без попереднього підігріву з температурою 10 °С, а повітря, що подається в змішувач, та доменний газ для опалення повітронагрівачів підігріваються до 150 °С;

7) опалення повітронагрівачів доменним газом з використанням в якості окиснювача повітро-димової суміші за умови, що всі теплоносії підігріти до 150 °С за виключенням технологічного кисню, що подається у змішувач з температурою 10 °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;

– вологість доменного газу $W_{ДГ}$= 49,93 г/м^3;

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

– склад природного газу, об’ємні відсотки:

CH_4 = 95,388, C_2H_6 = 2,405, C_3H_8 = 0,783, C_4H_{10}= 0,248, C_5H_{12} = 0,054, C_6H_{10} = 0,015, CO_2 = 0,246, N_2 = 0,861.

– природний газ сухий, вологість атмосферного повітря 0 г/м^3;

– теплота згорянні природного газу 36832,723 кДж/м^3;

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

– витрата палива на блок повітронагрівачів 110000 м^3/год.

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

Температура технологічного кисню 10 °С.

Коефіцієнти теплових втрат в теплогенераторі і змішувачі η_1 = 0,95, η_2 = 0,95. Пірометричний коефіцієнт для повітронагрівачів η_3 = 0,95 [1].

Розрахунки визначення калориметричної температури горіння палива для варіантів 1-4 виконано за методикою, наведеною в [1, 2], а для визначення температури нагріву дуття використано формулу (25). Розрахунки для варіантів 5-7 виконано за методикою, наведеною в даній роботі. Результати розрахунків зведено в табл. 1-2.

Як видно з таблиці 1, в базовому варіанті, коли повітронагрівачі опалюються холодним доменним газом калорійністю 3143,15 кДж/м^3, а на спалювання палива подається холодне атмосферне повітря, досягається калориметрична температура горіння палива 1273 °С, температура під куполом повітронагрівачів складає 1210 °С, що забезпечує підігрів доменного дуття до 1070 –1080 °С.

Переведення повітронагрівачів на опалення природно-доменною сумішшю (варіант 2) калорійністю 3877,58 кДж/м^3 з вмістом природного газу 2,18 % дозволяє збільшити калориметричну температуру горіння палива до 1371 °С, температуру під куполом повітронагрівачів до 1302 °С і досягти збільшення температури нагріву дуття в повітронагрівачах 1162 – 1172 °С. Як показали розрахунки, досягнення максимальної температури під куполом повітронагрівачів 1350 С і відповідної їй калориметричної температури горіння палива 1421 °С можливе при збільшенні частки природного газу в суміші до 3,54 % та калорійності ПДС 4335,76 кДж/м^3. Слід зауважити, що збагачення доменного газу природним призводить до збільшення витрати атмосферного повітря, що подається на спалювання палива на блок повітронагрівачів з 70446 м^3/год до 93544 та 107943 м^3/год при відповідному збільшенні вмісту природного газу в суміші до 2,18 та 3,54 %, а також до збільшення витрати димових газів, що утворюються від спалення палива з 166375 до 189816 та 20446 м^3/год відповідно. При реалізації варіанту 2 ці зміни повинні бути враховані шляхом забезпечення продуктивності тяго-дуттьових пристроїв, які обслуговують роботу повітронагрівачів.

Економічне обґрунтування впровадження варіанту 2 повинно враховувати, що переведення печі на опалення ПДС без збільшення загальної витрати палива на блок повітронагрівачів потребує додаткової

витрати 2398 – 3894 м^3/год природного газу та забезпечує вивільнення 2398 – 3894 м^3/год доменного газу, який може бути використано в інших технологічних агрегатах підприємства, що доцільно передбачити перед впровадженням заходу. Оскільки підвищення температури дуття на кожні 10 °С при його температурі більше 1000 °С забезпечує економію коксу 0,22–0,3 % [9] (або 0,9-1,2 кг/т чавуну), то при збільшенні вмісту природного газу в суміші до 2,18 та 3,54 % економія коксу відповідно складе 0,20 –0,27 % та 0,31-0,42 %.

Таблиця 1 – Вихідні дані та результатів розрахунків за варіантами 1-4

Номер варіанта	1	2		3	4	
Паливо	ДГ	ПДС	ПДС	ДГ	ДГ	ДГ
Теплота згоряння палива, кДж/м^3	3143,15	3877,58	4335,76	3143,15	3143,15	3143,15
Вміст природного газу в ПДС, %	-	2,18	3,54	-	-	-
Вміст кисню в повітрі горіння, %	21	21	21	21	27	31,05
Температури, °С:						
- доменного газу	35	35	35	150	35	35
- повітря	10	10	10	150	10	10
- технологічного кисню	-	-	-	-	10	10
Витрати на блок ПН, м^3/год:						
- технологічного кисню	-	-	-	-	4158	6061
- атмосферного повітря	70466	93544	107943	70466	50644	41591
- повітря, збагаченого киснем	70466	93544	107943	70466	54802	47652
Витрата диму від блоку ПН, м^3/год	166375	189816	204446	166375	150711	143561
Калориметрична температура горіння палива, °С	1273	1371	1421	1371	1371	1421
Температура під куполом ПН, °С	1210	1302	1350	1302	1302	1350
Температура підігріву дуття, °С	1070-1080	1162-1172	1210-1220	1162-1172	1162-1172	1210-1220

Прийняті позначення: ДГ- доменний газ; ПДС- природно-доменна суміш; блок ПН- блок повітронагрівачів

Таблиця 2 – Вихідні дані та результати розрахунків за варіантами 5-6

Номер варіанту	5	6	7
Паливо	ДГ	ДГ	ДГ
Температура доменного газу перед спалюванням в теплогенераторі, °С	35	35	150
Температура повітря перед спалюванням в теплогенераторі, °С	10	10	150
Витрата доменного газу на теплогенератор, $м^3$/год	16900	6600	6200
Витрата повітря на теплогенератор, $м^3$/год	10826	4228	3972
Температура диму на виході з теплогенератора, °С	1210	1249	1302
Витрата диму на виході з теплогенератора, $м^3$/год	25560	9982	9377
Температура повітря на вході в змішувач, °С	10	150	150
Температура технологічного кисню на вході в змішувач, °С	10	10	10
Витрата атмосферного повітря на змішувач, $м^3$/год	36636	57254	58054
Витрата технологічного кисню на змішувач, $м^3$/год	6658	2600	2442
Температура повітро-димової суміші, °С	530	340	338
Витрата повітро-димової суміші, $м^3$/год	68854	69836	69874
Температура доменного газу перед спалюванням в повітронагрівачах, °С	35	150	150
Витрата диму від блоку ПН, $м^3$/год	164762	165742	165781
Калориметрична температура горіння палива в ПН, °С	1421	1421	1421
Температура під куполом ПН, °С	1350	1350	1350
Температура підігріву дуття, °С	1210-1220	1210-1220	1210-1220

При обладнанні повітронагрівачів системою утилізації теплоті відхідних димових газів з середньою за цикл нагріву насадки температурю диму на виході з повітронагрівачів 230 °С, за даними роботи [5], можливо забезпечити підігрів компонентів горіння до 150 °С (див. варіант 3 табл. 1). Досягнути більш глибокої утилізації теплоти відхідних димових газів нажаль неможливо, оскільки температура диму, що викидається в атмосферу, не повинна бути нижчою за 130 – 140 °С для запобігання конденсації парів сірчаної кислоти в теплообмінниках, лежаках повітронагрівачів та димарі. Тому реалізація

варіанту 3 може забезпечити збільшення калориметричної температури горіння палива лише до 1371 °С і температури під куполом повітронагрівачів до 1302 С. Це приведе до збільшення температури нагріву дуття на 90 °С і дозволить забезпечити економію коксу на 0,20 – 0,27 %. До переваг цього заходу слід віднести те, що його впровадження не потребує додаткової витрати палива, а в роботах [2, 5] наведено низку технічних рішень, захищених патентами на винаходи і спрямованих на удосконалення конструкції теплообмінників для підвищення надійності їх роботи і збільшення терміну їх експлуатації.

Варіант 4, що розглядається, передбачає використання технологічного кисню для збільшення концентрації кисню в повітрі, що подається на спалювання доменного газу в повітронагрівачі. Як показали розрахунки (табл. 1) для збільшення калориметричної температури горіння палива, температур під куполом повітронагрівачів та підігріву доменного дуття на 90 та 140 °С збагачення повітря горіння повинно відбуватися до вмісту кисню 27 та 31,5 % відповідно. Реалізація цього заходу немає складнощів у впровадженні, забезпечує аналогічні показники економії коксу, як і реалізація варіанту 2, проте має і свої недоліки. По-перше, підприємство повинно мати у своєму розпорядженні необхідну кількість технологічного кисню (4158 м^3/год при збагаченні повітря до вмісту кисню 27 % та 6061 м^3/год при вмісті кисню в повітрі горіння 31,5 %), вартість якого треба враховувати під час економічного обґрунтування заходу. По-друге, збагачення повітря горіння киснем зменшує витрати димових газів, що утворюються при опаленні повітронагрівачів (на 9,4 та 13,7 % відповідно), що погіршує теплообмінні процеси при розігріві насадки повітронагрівачів та може впливати на розширення діапазону зміни температури нагріву дуття на початку і наприкінці циклу його нагрівання та потребувати корегування тривалості циклів роботи блоку повітронагрівачів.

Варіанти 1-4 є відомими способами збільшення температури нагріву дуття, які передбачають використання для спалювання палива в повітронагрівачах атмосферного або збагаченого киснем повітря. Альтернативою цим варіантам є варіанти 5-7, що розглядаються в даній роботі і передбачають використання в якості окиснювача для спалювання палива в повітронагрівачах заздалегідь підготовленої суміші димових газів, повітря та технологічного кисню (див. схему на рис. 1). При цьому реалізація цих варіантів забезпечує однакову калориметричну температуру горіння доменного газу в повітронагрівачах 1421 °С, температуру під куполом повітронагрівачів 1350 °С, збільшення температури підігріву дуття до 1210-1220 °С (тобто на 140 °С у порівняння з базовим варіантом 1), що в свою чергу забезпечує економію коксу на виробництво чавуну 0,31-0,42 %.

Відмінність між варіантами 5-7 полягає у тому, що варіант 5 реалізується в умовах, коли блок повітронагрівачів не обладнано системою утилізації теплоти відхідних газів і всі теплоносії попередньо не підігріваються перед їх використанням; варіант 6 передбачає попередній підігрів до 150 °С доменного газу перед спалюванням в повітронагрівачах та підігрів до 150 °С атмосферного повітря, що йде на його спалювання, а також подається у змішувач; варіант 7 реалізується за умови підігріву всіх енергоносіїв, що використовуються в теплогенераторі, змішувачі та повітронагрівачах за виключенням технологічного кисню, температура якого складає 10 °С.

Результати розрахунків показників роботи системи підготовки повітро-димової суміші та блоку повітронагрівачів зведені в табл. 2. З таблиці видно, що однаковий результат (збільшення температури підігріву дуття на 140 °С) забезпечується для варіантів 5-7 при різних витратах теплоносіїв, величина яких врешті-решт і впливатиме на економічну доцільність впровадження заходу.

Так, забезпечення попереднього підігріву доменного газу і повітря приводить до суттєвого зменшення додаткової витрати доменного газу, що спалюється в теплогенераторі, з 16900 м^3/год для варіанту 5 до 6600 і 6200 м^3/год для варіантів 6 та 7. Аналогічним чином зменшуються і витрати технологічного кисню, що подається у змішувач, з 6658 м^3/год (варіант 5) до 2600 і 2442 м^3/год (варіанти 6 і 7 відповідно). При цьому підігрів доменного газу та атмосферного повітря перед спалюванням в теплогенераторі не призводить до значного скорочення витрат доменного газу та кисню на підготовку повітро-димової суміші. Тому варіант 7 хоч і виявляється найкращим з варіантів 5-7, але необхідність підведення підігрітих компонентів горіння до теплогенератора призведе до ускладнення системи трубопроводів при реалізації схеми підготовки повітро-димової суміші і доцільність реалізації варіанту 7 необхідно оцінювати окремо у порівнянні з варіантом 6 при економічному обґрунтуванні впровадження заходу в умовах конкретної виробничої ділянки доменного цеху.

Зважаючи на вищесказане, з розглянутих варіантів 5-7, найкращим варіантом, який доцільно розглядати для впровадження можна вважати варіант 6, а найгіршим є варіант 5, який забезпечує збільшення температури підігріву дуття на 140 °С при найбільших витратах доменного газу і технологічного кисню.

Порівняння варіантів 5-7 (табл. 2) з відомими способами підвищення температури підігріву доменного дуття (варіанти 2-4, табл. 1) показує, що:

– єдиним варіантом, який не потребує для впровадження наявності на підприємстві вільних енергоресурсів або розробки заходів щодо

вивільнення цих енергоресурсів з інших технологічних процесів є варіант 2, який передбачає облаштування блоку повітронагрівачів системою утилізації теплоти відхідних газів. Але використання теплообмінників для підігрівання доменного газу та атмосферного повітря перед спалюванням не дозволяє досягнути збільшення температури підігріву дуття більше ніж на 90 °С у порівнянні з роботою повітронагрівачів на холодному доменному газі і повітрі горіння;

– збільшення температури доменного дуття до однакової температури 1210-1220 °С може бути забезпечене при впровадженні варіантів 2, 4 або 5-7. Але реалізація варіанту 2 передбачає додаткове використання 3894 м^3/год природного газу, варіанту 4 – додаткове використання 6061 м^3/год технологічного кисню, варіанту 5 – додатково використання 16900 м^3/год доменного газу і 6658 м^3/год технологічного кисню, а варіантів 6 і 7, відповідно, 6600 і 6200 м^3/год доменного газу та 2600 і 2442 м^3/год технологічного кисню;

– реалізація варіантів 6 і 7 у порівнянні в варіантом 4 не призводить до суттєвого зниження витрати димових газів, які утворюються при спалюванні палива в повітронагрівачах, що не погіршує теплообмін в їх насадках, а також потребує менших витрат технологічного кисню і дозволяє використати надлишки доменного газу при їх наявності на металургійному комбінаті;

– під час змішування високотемпературних димових газів, які можуть містити СО, з технологічним киснем та атмосферним повітрям (варіанті 5-7) виникає можливість утворення вибухо-небезпечної суміші. Питання безпеки при підготовці повітро-димової суміші та вибір конструктивних параметрів змішувача повинні обов’язково досліджуватися на етапі, що передує проектуванню обладнання.

Висновок щодо економічного ефекту від впровадження розглянутих заходів можна зробити спираючись на вартість енергоносіїв на конкретному підприємстві. Але жоден з розглянутих варіантів не може бути реалізований без реконструкції системи підготовки компонентів горіння, що подаються на спалювання палива, та/або системи утилізації теплоти відхідних димових газів повітронагрівачів доменних печей. Вартість реконструкції буде суттєво впливати на термін окупності капіталовкладень та прийняття рішення щодо впровадження заходу в конкретних виробничих умовах.

Висновки

В роботі розглянуто низку заходів, спрямованих на підвищення температури підігріву дуття при опаленні повітронагрівачів доменним газом: збагачення доменного газу природним; підігрів доменного газу і повітря перед спалюванням; збагачення повітря горіння технологічним

киснем; використання для опалення повітронагрівачів в якості окиснювача повітро-димової суміші.

Визначено, що в технологічних умовах, що розглядалися, збільшення температури дуття до температури 1210-1220 °С не може бути забезпечено без наявності на підприємстві вільних, надлишкових або вивільнених з інших технологічних процесів енергоносіїв, кількість яких визначається способом підвищення калориметричної температури горіння палива в повітронагрівачах:

- переведення повітронагрівачів на опалення природно-доменною сумішшю з калорійністю 4335,76 кДж/м^3 і вмістом природного газу в суміші 3,54 % потребує додаткового використання 3894 м^3/год природного газу;

- збагачення повітря горіння технологічним киснем до вмісту кисню 31,5 % може бути забезпечене за рахунок використання 6061 м^3/год кисню;

- підготовка повітро-димової суміші з подальшому її використанням в якості окиснювача в повітронагрівачах, що опалюються доменним газом, потребує додаткової витрати 6200-6600 м^3/год доменного газу та 2442-2600 м^3/год технологічного кисню.

Жоден з розглянутих способів підвищення температури доменного дуття не може бути впроваджено без реконструкції системи підготовки теплоносіїв перед спалюванням та/або системи утилізації теплоти відхідних газів доменних повітронагрівачів. Результати розрахунків, наведені в роботі, можуть використовуватися для обґрунтування економічного ефекту від впровадження заходу з врахуванням існуючих цін на енергоносії. Для умов конкретного виробництва вибір найефективнішого способу підвищення температури доменного дуття повинен здійснюватися на підставі економічних розрахунків, враховуючих вартість реконструкції, проектних та налагоджувальних робіт та терміну окупності заходів.

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. Мазур В. Л. Металургія України: стан, конкурентноспроможність, перспективи. *Металургійна та гірничорудна промисловість.* 2010. № 2. С. 12-16.

4. Модлип Р. Природный газ для промышленности – существующее положение и перспективы. *Индустриал хитинг*. 1980, 47. № 2. С. 8-9, 41.

5. Грес Л. П., Карпенко С. А., Миленина А. Е. Теплообменники доменных печей: Монография. Под общей редакцией д.т.н., проф. Л. П. Греса. Днепропетровск : Пороги, 2012. 491 с.

6. 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. http://doi.org/10.34185/0543-5749.2019-3-4-14-24.

7. Грес Л. П., Єрьомін О. О., Гупало О. В. Вплив збагачення повітря горіння киснем на стійкість кладки доменних повітронагрівачів. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії*. Вип. 36. 2022. С. 123-133. http://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-123-133.

8. Спосіб ступеневого нагріву газів пальника повітропідігрівника доменної печі : патент на корисну модель 152924 Україна: МПК (2023.01) C21B 9/00, C21B 9/14. № 202200001; заявл. 04.01.2022; опубл. 03.05.2023, Бюл. № 18. 3 с.

9. 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. Mazur, V. L. (2010). Metalurhiia Ukrainy: stan, konkurentnospromozhnist, perspektyvy. *Metalurhiina ta hirnychorudna promyslovist*, (2), 12-16

4. Modlip, R. (1980). Prirodnyi gaz dlia promyshlennosti – sushchestvuiushchee polozhenie i perspektivy. *Industrial khiting*, 47(2), 8-9, 41

5. Gres, L. P., Karpenko, S. A., Milenina, A. E. (2012). *Teploobmenniki domennykh pechei*. Porogi

6. 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), 14-24. http://doi.org/10.34185/0543-5749.2019-3-4-14-24

7. Gres, L. P., Yeromin, O. O., & Gupalo, O. V. (2022). The influence of oxygen enrichment of combustion air on the resistance of the lining of hot-blast stoves. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 36, 123-133. http://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-123-133

8. Konshyn, A. (2022). Patent of Ukraine No. 152924. *Step heating of gases in a blast furnace air heater*. State Patent Office of Ukraine, Bulletin No. 18. 3 p

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

M. V. Petriakov[1], Engineering Director
L. P. Gres[2], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-5343-3438
O. V. Gupalo[2], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0003-3145-9220
V. I. Vereshchak[3], Director
O. O. Yeromin[2], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0001-8306-578X
A. S. Hryhoriev[2], Student

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

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

Abstract. Raising temperature of the blast-furnace air is one of the well-known ways to save coke in iron production. To heat the blast-furnace air, hot-blast stoves are used, which are usually heated by blast furnace gas. Since the composition and calorific value of blast furnace gas are insufficient to achieve a blast furnace gas combustion temperature that ensures sufficient heating of the nozzles of hot-blast stoves to heat the blast-furnace air at 1160-1230 °C, various methods are used to increase the blast furnace gas combustion temperature. This paper investigates the effectiveness of one of these methods – the use of a mixture of atmospheric air, flue gases, and process oxygen as an oxidant for combustion of blast furnace gas in a hot-blast stove. To prepare the mixture, the hot-blast stoves are equipped with additional equipment: a heat generator for combustion of blast furnace gas with atmospheric air, and a mixer, where high-temperature flue gases generated during fuel combustion in the heat generator are mixed with atmospheric air and process oxygen to form a gas mixture containing 21% of oxygen. The use of the gas mixture prepared in this way increases the combustion temperature of the fuel in the hot-blast stoves, provides an increase in the heating temperature of their nozzle and increases the temperature of the blast-furnace air. The results of the work include a comparison of the efficiency of this method with other known methods of increasing the combustion temperature of blast furnace gas in the hot-blast stoves: enrichment of blast furnace gas with natural gas, heating of air and blast-furnace gas before combustion, and enrichment of combustion air with process oxygen. The paper shows that the use of a mixture of atmospheric air, flue gases, and process oxygen has some advantages over other methods, namely, it does not lead to a significant reduction in the rate of flue gases generated during fuel combustion in the hot-blast stoves, does not decrease heat exchanger in the nozzles, and increases the full use of the enterprise's own energy resources (blast furnace gas and process oxygen) in the presence of their excess. The disadvantages of using the mixture include the possibility of forming an explosive mixture when mixing process oxygen with high-temperature fuel combustion products that may contain carbon monoxide. Therefore, the issues of safe implementation of mixing flue gases, process oxygen and atmospheric air require further research and detailed development of the mixer design.

Key words: hot-blast stove, natural gas, blast furnace gas, process oxygen, secondary energy resources, heat-generator.

For citation: 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

Стаття надійшла до редакції збірника 08.11.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-139-157

УДК 669.162

Ю. С. Семенов[1], к.т.н., с.н.с., зав. відділу, ORCID 0000-0003-2299-5742
В. В. Горупаха[1], н.с., ORCID 0000-0003-0531-1871
С. В. Ващенко[1], к.т.н., с.н.с., ст. досл., ORCID 0000-0001-8344-961X
О. Ю. Худяков[1], к.т.н., с.н.с., ст. досл., ORCID 0000-0002-6507-1120
Є. І. Шумельчик[1], к.т.н., с.н.с., ст. досл., ORCID 0000-0001-5350-6425
К. В. Баюл[1], д.т.н., с.н.с., ст. досл., ORCID 0000-0003-1426-7956

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

РОЗРОБКА СТАБІЛІЗАЦІЙНИХ ЗАХОДІВ, НАПРАВЛЕНИХ НА ВИВЕДЕННЯ ЦИНКУ З ПРОДУКТАМИ ПЛАВКИ ТА АКУМУЛЮВАННЯ ТИТАНУ В ГОРНІ ДОМЕННОЇ ПЕЧІ

Анотація. У статті представлено результати розробки стабілізаційних заходів, направлених на виведення цинку з продуктами плавки та акумулювання титану в горні доменної печі. Актуальність розробки та використання на практиці таких заходів обумовлена нестабільними паливно-сировинними умовами виробництва чавуну, коли складною та важкоздійсненою задачею є їх стабілізація, а також необхідністю подовження кампанії доменних печей у міжремонтний період. Негативний вплив оксидів цинку на стан футерівки шахти доменної печі, який супроводжується настилеутворенням, та перевитрата питомої витрати коксу, яка має місце при циркулюванні цинку в об'ємі доменної печі потребують заходів щодо виведення цинку з продуктами плавки. Запропоновані заходи, що складаються з проведення промивок за розробленим регламентом у період роботи доменної печі на планових дуттєвих параметрах та із забезпеченням необхідного теплового резерву. З метою подовження кампанії доменної печі одним з найбільш поширених прийомів захисту футерівки горна є періодичне введення титановмісних матеріалів в шихту доменних печей. Надходження оксидів титану в піч, як правило, забезпечують використанням у складі аглошихти концентрату ільменіту або спеціально підготовлених брикетів з ільменіту з високим вмістом титану, які можуть вводити безпосередньо до складу доменної шихти. В статті проаналізовано досвід використання в складі доменної шихти титановмісних матеріалів та сформульовані заходи щодо інтенсифікації гарнісажеутворення в горні.

Ключові слова: доменна піч, управління доменною плавкою, тепловий стан, пиловугільне паливо, вміст цинку в шихті, вміст титану в чавуні, промивки горна.

Посилання для цитування: Розробка стабілізаційних заходів, направлених на виведення цинку з продуктами плавки та акумулювання титану в горні доменної печі / Ю. С. Семенов, В. В. Горупаха, С. В. Ващенко, О. Ю. Худяков, Є. І. Шумельчик, К. В. Баюл // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 139-157. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-139-157

Стан проблеми

Головною проблемою доменного виробництва завжди залишається забезпечення максимальної енергоефективності за максимального або заданого рівня виробництва. У умовах, що склалися в останні роки, дана проблема вимагає розробки нових і вдосконалення існуючих рішень, підходів і методів для досягнення поставленої мети. Нестабільність технологічних умов під час виробництва чавуну в останнє десятиліття досягла критичного рівня. Вона полягає, насамперед, в імпортозалежності вугільної галузі, що породжує використання коксу змінної якості та пиловугільного палива з вугілля різних марок, переході від технології з використанням природного газу на технологію із застосуванням пиловугільного палива при використанні природного газу в малих кількостях залежно від сезонних цін на нього, роботі без вдування паливних добавок в особливо кризових періодах [1–5]. Використання залізорудної сировини також носить вкрай нестабільний характер, що полягає в змінному вмісті окатишів у доменній шихті, а також високому варіюванні компонентів агломераційної шихти при застосуванні як вторинних ресурсів, так і при кон'юнктурній зміні співвідношення агломераційної руди і залізорудного концентрату при виробництві агломерату. Таким чином, в існуючих нестабільних паливно-сировинних умовах виробництва чавуну в Україні, коли складною та важкоздійсненою задачею є їх стабілізація, актуальною задачею є вдосконалення та розробка спеціальних стабілізаційних заходів.

Метою роботи є підвищення ефективності доменної плавки та подовження кампанії доменної печі в змінних технологічних та паливно-сировинних умовах за рахунок розробки стабілізаційних заходів, направлених на виведення цинку з продуктами плавки та акумулювання титану в горні доменної печі.

Основний матеріал дослідження

Виведення цинку з продуктами плавки.

Якість залізорудної сировини визначається як теплофізичними властивостями шихтових матеріалів, рівнем вмісту заліза і шлакоутворюючих компонентів, так й наявністю в них компонентів, які погіршують їх технологічні властивості. До них, насамперед, відносяться оксид цинку та оксиди лужних металів [6, 7]. Цинк, потрапляючи в ДП з шихтою, відновлюється в нижній частині шахти та розпарі, випаровується, а потім у міру руху з пічними газами у верхню частину печі відкладається у футерівці та гарнісажі; інша частина цинку конденсується в шихті (ця частина бере участь у циркуляції цинку в печі), а частина виноситься з печі колошниковими газами і вловлюється в системі газоочищення (рис. 1) [8–10].

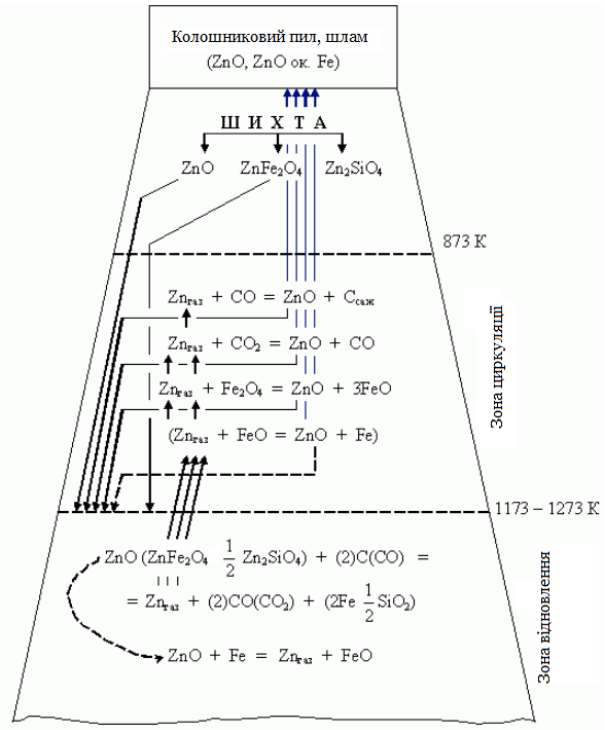


Рисунок 1 – Механізм відновлення та циркуляції цинку в доменній печі [10].

Циркулююча маса цинку в ДП має такі форми: металевий цинк, дрібнодисперсні частинки оксиду цинку, що утворюється в газовому потоці при окисленні парів цинку, оксид у вигляді плівок та оболонок на поверхні шматків шихти [11]. Вивчення процесів, що протікають у ДП при проплавленні цинквмісних матеріалів, та хімічний склад проб гарнісажу та настилів, відібраних під час зупинок печей на ремонти, показують, що гарнісаж по всій висоті печі від рівня чавунних льоток до верхньої половини шахти містить велику кількість оксиду цинку, який присутній у вигляді кристалів різної величини та забарвлення.

В умовах використання цинквмісної сировини для металургійних підприємств з метою виключення настилеутворення в ДП доцільно обмежити надходження цинку з шихтовими матеріалами на рівні 0,3 кг/т чавуну при температурі колошника 150–300°С з підвантаженою периферією. У сучасних умовах на ДП провідних металургійних компаній надходження цинку з шихтовими матеріалами обмежено діапазоном 0,15–0,20 кг/т чавуну. Прийняте на підприємствах України

допустиме цинкове навантаження становить не більше 0,50 кг/т. Для сировинних умов України, у залізорудних родовищах якої цинк практично відсутній, він переважно надходить зі шламами та шлаками сталеплавильного виробництва. Незважаючи на малий його вміст в основних рудних компонентах (фонове надходження), необхідний постійний контроль надходження з вторинними ресурсами агломераційної шихти.

Виходячи з вищесказаного, для умов ПрАТ «Камет-сталь» у 2021 р. авторами статті було рекомендовано проводити постійний контроль надходження цинку в шихту аглофабрики, шляхом визначення вмісту цинку в компонентах агломерату, що є основними джерелами надходження цинку (шлами металургійних переділів, колошниковий пил, концентрат ЦГЗК) не рідше одного разу на тиждень. Крім того, для контролю надходження цинку в доменну шихту рекомендовано було проводити контроль вмісту цинку в агломераті, як основному джерелі його надходження в ДП, не рідше 2-х разів на тиждень, при постійних: шихті аглофабрики, витраті вторинних матеріалів та вмісту в них цинку. При виявлених відхиленнях (у більшу сторону) та змін структури витрат аглошихти, контроль вмісту цинку в агломераті необхідно посилювати, до щодобового контролю вмісту цинку. Аналіз приходу цинку із шихтою у ДП ДЦ ПрАТ «Камет-сталь» показаний на рис. 2. Як випливає з діаграми, максимальні цинкові навантаження, що перевищують допустимі (0,5 кг/т) у 2 рази і більше, були відзначені в червні-липні 2021 р., а також з грудня 2021 р. Отже, проведення заходів щодо видалення цинку з доменних печей було актуальною задачею.

При використанні в доменній плавці шихтових матеріалів, що містять цинк, відбуваються негативні явища, що характеризуються, як було сказано вище, відкладенням цинку на футерівці шахти ДП, а також накопиченням цинку в стовпі шихти [12]. У робочому просторі ДП цинк локалізується у двох контурах циркуляції: у сухій зоні та в зоні «когезія-горн», при цьому цинк може перебувати у всіх агрегатних станах: пароподібному, рідкому та твердому (метал та його оксид) [13, 14]. За даними деяких комбінатів було встановлено також, що при розладах ходу ДП накопичення цинку збільшується в 1,2–1,5 рази при відносно постійному його надходженню з шихтою.

У ДП значна частина цинку видаляється з колошниковим газом, при цьому основна частина осідає в пиловловлювачах і переходить у колошниковий пил, утворюючи таким чином замкнутий контур у металургійному циклі ДП – аглофабрика. З продуктами плавки ДП видаляється менша частина цинку – до 10% з чавуном і близько 5% з шлаком. Основне видалення з продуктами плавки відбувається при обриві настилів, що супроводжуються похолоданнями ДП.

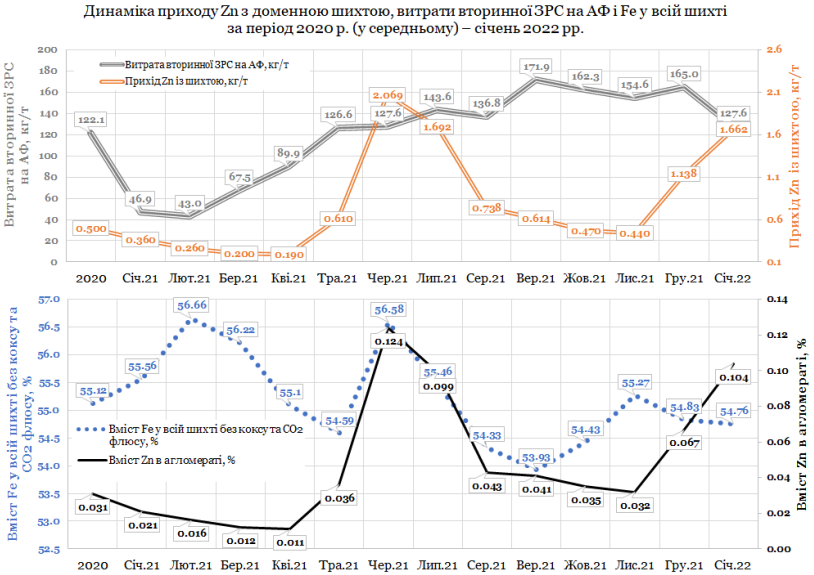


Рисунок 2 – Динаміка зміни приходу цинку з доменною шихтою, витрати вторинних ЗРС, вмісту цинку в агломераті ПрАТ «Камет-сталь» у 2020, в середньому, та у 2021 – початок 2022 рр. щомісячно.

Останнє і свідчить про зв'язок, отриманий у вересні-жовтні 2021 р. на ДП №1М та ДП №12 ПрАТ «Камет-сталь», температури чавуну та вмісту у ньому цинку (рис. 3). Тобто, похолодання печей є наслідком приходу в горн непрогрітих матеріалів, що зійшли зі стін ДП і мають у своєму складі відкладення цинку, в тому числі конденсат металевого цинку, який виноситься з продуктами плавки при різких локальних похолоданнях в горні ДП. Крім цього в результаті виконаного аналізу зміни вмісту цинку в чавуні було відзначено його збільшення при скороченнях витрат дуття (рис. 4).

Таким чином, було рекомендовано періодично використовувати в технології доменної плавки прийоми виведення цинку з продуктами плавки (паро-дуттєві промивки). У серпні 2021 р. регламент цих заходів було розроблено авторами статті та застосовано в якості рекомендацій на комбінаті.

Необхідно відзначити, що вміст цинку в чавуні значно знижується (у 4–5 разів) по мірі віддалення від чавунної льотки чавуну в канаві. Це відбувається внаслідок окислення металевого цинку та випаровування його оксиду з "нижнього контуру циркуляції". Тому важливо це враховувати у методиці відбору проби чавуну для аналізу.

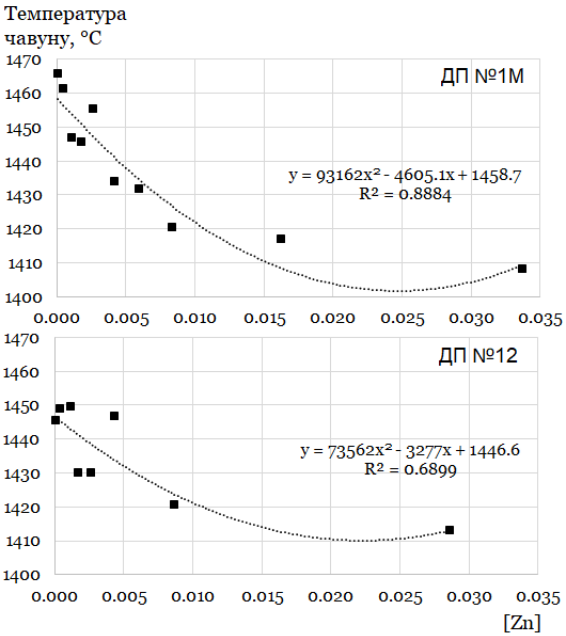


Рисунок 3 – Залежність температури чавуну від вмісту цинку в чавуні на ДП №1М та ДП №12 (кожна точка: 14 випусків продуктів плавки для ДП №1М та 19 випусків – для ДП №12, в середньому).

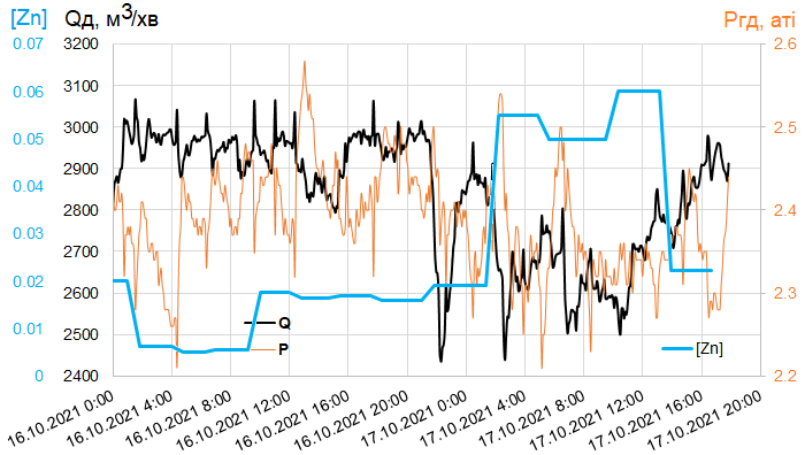


Рисунок 4 – Зміна витрати, тиску дуття та вмісту цинку в чавуні на ДП №1М.

При реалізації заходів щодо виведення цинку (наприклад, 3 рази на місяць на кожній ДП при витраті цинку, що перевищує допустиму межу) з продуктами плавки з ДП, необхідно здійснювати контроль вмісту цинку в чавуні та шлаку на 3-х випусках попередніх проведенню заходів, під час промивки та на 1-му випуску після проведення вищевказаних заходів. Розроблена та затверджена програма з виведення цинку представлена нижче. Крім того, контроль вмісту цинку у продуктах плавки ДП необхідно проводити при порушеннях ходу ДП, зсувах гарнісажу та похолоданнях.

Паро-дуттєві промивки є додатковим ефективним способом промивки горна без використання спеціальних промивних матеріалів. Вони полягають у збільшенні кількості кисню, що витрачається на вторинне окиснення елементів чавуну під час його проходження через окисну зону. Весь кисень дуття витрачається в горні ДП на окислення вуглецю коксу, вуглеводневмісних добавок і вторинне окислення елементів чавуну. При зменшенні кількості кисню, що витрачається на окислення добавок, збільшиться його кількість на вторинне окислення елементів чавуну, концентрація закису заліза та марганцю в шлаку збільшиться, що сприятиме газифікації вуглецю коксового сміття.

Використання паро-дуттєвих промивок широко застосовувалося раніше при використанні природного газу в технології плавки [15, 16]. У 2021 р. їх застосування було спрямоване на виведення з ДП цинку при використанні на постійній основі у технології великих витрат ПВП. Застосування паро-дуттєвих промивок горна спрямовано на виведення з продуктами плавки цинку при високому його приході з шихтовими матеріалами та при перевищенні допустимого навантаження на тону чавуну – 0,5 кг/т.

Розроблений регламент паро-дуттєвих промивок передбачає:

– Проведення промивок у період роботи ДП на планових дуттєвих параметрах та із забезпеченням теплового резерву: [Si]+0,44 [Mn] ≥ 0,7, де 0,44 – коефіцієнт, що враховує кількість тепла, необхідного для відновлення двох важковідновних елементів (вміст [Si] при цьому має бути не менше 0,6% і Тчав – не менше 1440 °С.

– За 30 хвилин до початку випуску продуктів плавки скоротити подачу ПВП до 6 т/год, замінивши її відповідною кількістю водяної пари для збереження робочої величини теоретичної температури горіння.

– Після початку випуску продуктів плавки поетапно збільшувати витрату ПВП з поетапним зменшенням витрати водяної пари при збереженні теоретичної температури горіння до відновлення робочої витрати ПВП. Збільшення ПВП здійснювати наступним чином: на

першому етапі від 6 до 10 т/год, потім кожні 15 хвилин – збільшувати на 2 т/год до відновлення робочої витрати ПВП.

– Ефективність промивок контролювати щодо зміни вмісту лугів у шлаку та цинку в чавуні.

Розроблений регламент внесений до технологічної інструкції з доменного виробництва ПрАТ «Камет-сталь» для умов роботи ДП з високим надходженням цинку з шихтовими матеріалами.

Акумулювання титану в горні доменної печі.

Для утворення захисного гарнісажу в нижній частині доменної печі (металоприймач-заплечики), необхідно створити умови для кристалізації розплавів у місцях збільшеної тепловіддачі з утворенням «металевої решітки» дендритної структури, що має високу теплопровідність, тугоплавкість і стійкість від розчинення в розплаві заліза, тобто для створення цих умов необхідна наявність в чавуні тугоплавких центрів зародження кристалів та коагуляція чавуну навколо них з подальшим затвердінням.

Одним з найбільш поширених матеріалів для захисту футерівки горна при його частковому розпалі є періодичне введення титановмісних матеріалів в шихту доменних печей. Надходження оксидів титану в піч, як правило, забезпечують використанням у складі аглошихти концентрату ільменіту або спеціально підготовлених брикетів з ільменіту з високим вмістом титану, які можуть вводити безпосередньо до складу доменної шихти [17–19]. З літературних даних відомо, що для захисту футерівки горна необхідно введення в піч 4,5–10 кг/т чавуну TiO_2 (для забезпечення вмісту [Ti] у чавуні 0,08–0,25%).

Тобто, частина оксидів титану не відновлюється і залишається в кінцевому шлаку у вигляді TiO_2 та не приймає участі в утворені гарнісажу, так як має низьку щільність та теплопровідність. Інша частина окислів титану при достатній кількості тепла відновлюється до TiO, який має значно більшу щільність та випадає із шлаку на поверхню чавуну. Далі під впливом температури і часу у відновлювальному середовищі насиченому вуглецем коксу, утворюються карбіди титану, які володіють температурою розплавлення більше 3000°С та акумулюються в горні і виступають центрами утворення металевих кристалів.

Для досягнення збільшення переходу титану в чавун зі шлаку необхідно дотримуватись наступних основних вимог: наявність високих температур та вільного вуглецю у відновлювальному середовищі, знижений вихід шлаку та відсутність важко відновлювальних окислів в горні ДП.

Обмеження вмісту титану в чавуні на рівні, що не перевищує 0,25%, обумовлено виробничим досвідом технологів, що експлуатують

доменні печі, які потребують профілактичної підтримки горна і поду, оскільки в'язкість рідкого металу з високим вмістом титану (понад 0,25%) значно збільшується і ускладнює процес відпрацювання продуктів плавки, особливо в період зупинок доменних печей на профілактичні ремонти, незважаючи на те, що доменні шлаки, що мають вміст TiO_2 на рівні 0,25–2,75%, мають в'язкість, характерну для стійких доменних шлаків (2,0–5,0 Пуаз) (рис. 4). Збільшення вмісту TiO_2 у шлаку до 2,75% знижує температуру початку плавлення розплаву на 100 °С, хоча в'язкість при цьому збільшується з 2,25 до 3,50 Пуаз. При цьому, як показано на рис. 5, збільшення в'язкості приходиться на початковий етап використання титановмісних матеріалів та має більше збільшення (до 3,50 Пуаз) при використанні пиловугільного палива (ПВП≈75 кг/т) ніж при вдуванні природного газу (ПГ≈70 м^3/т) – до 3,25 Пуаз.

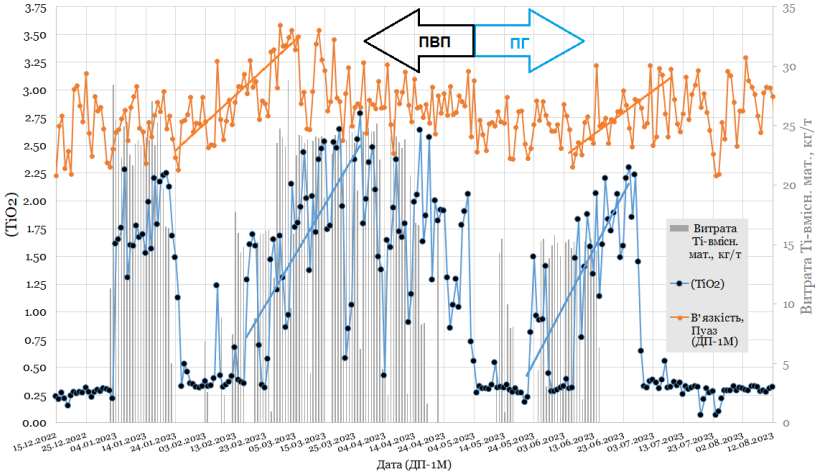


Рисунок 5 – Зміна в'язкості шлакового розплаву, вмісту в ньому TiO_2 та питомої витрати титановмісних матеріалів на прикладі роботи ДП №1М ПрАТ «Камет-сталь» у 2023 р. при вдуванні окремо ПВП та ПГ.

Вміст [Ti] у чавуні на рівні 0,08% швидше можна вважати профілактичним використанням добавок, що містять титан. Відповідно до цього, найбільш раціональним рівнем вмісту титану в чавуні для підтримки ефективного “наморожування” захисного гарнісажу на пошкодженій футерівці горна та поду доменної печі прийнято вважати величину 0,15–0,25%.

Висока вартість сировини, що містить титан, зобов'язує металургів підходити до вибору цього виду сировини з економним її витрачанням і шукати шляхи підвищення ефективності його використання. Тому

одним із шляхів зниження кількості матеріалів, що містять титан, є організація доменної плавки, що забезпечує максимальне переведення титану в чавун.

Аналіз продуктів плавки доменних печей, що проплавляють залізорудні матеріали з різними видами сполук титану в агломераційній та доменній шихті, показує, що вміст титану в чавуні, в основному, залежить як від загального надходження титану з шихтою, так і від розподілу титану між чавуном та шлаком залежно від вмісту кремнію в чавуні. Характерний розподіл щодо різних комбінатів наведений на рис. 6, з якого видно, що вміст [Ti] прямо пропорційний до сумарного приходу титану з доменною шихтою (природно-легована шихта) і вмісту кремнію в чавуні. Причому, слід зазначити, що співвідношення $(TiO_2)/[Ti]$ знижується при вищому вмісті кремнію в чавуні (ефективніший перехід титану в чавун). Робота доменних печей із вмістом кремнію понад 1,0% нераціональна, а достатній рівень переходу титану в чавун та утворення карбідів відбувається при вмісті кремнію в чавуні 0,7–0,9%.

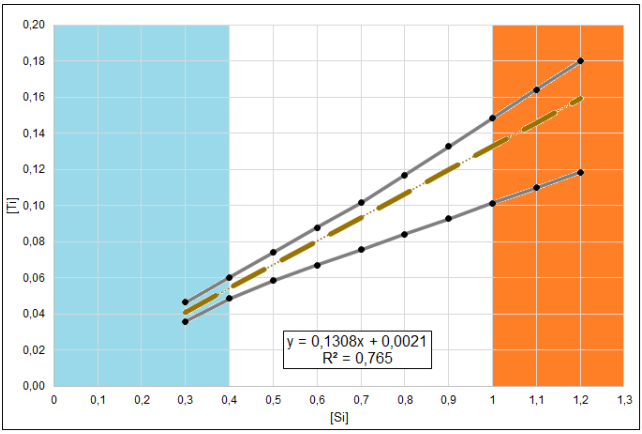
Вибірковий контроль вмісту титану в чавуні та шлаку на українських підприємствах (рис. 7) показує, що незалежно від джерела надходження титану, його розподіл між чавуном та шлаком $(TiO_2)/[Ti]$ корелює із закономірностями розподілу L_{Ti} на підприємствах, що ведуть постійний контроль та проплавляють залізорудні матеріали, що містять природно-леговані оксиди титану (рис. 6).

З вищесказаного випливає, що доведення вмісту титану в чавуні до прийнятного рівня, без нераціональної перевитрати титановмісних матеріалів в шихті, можна домогтися перерозподілом титану між чавуном і шлаком шляхом збільшення нагріву в період використання титановмісних матеріалів в шихті.

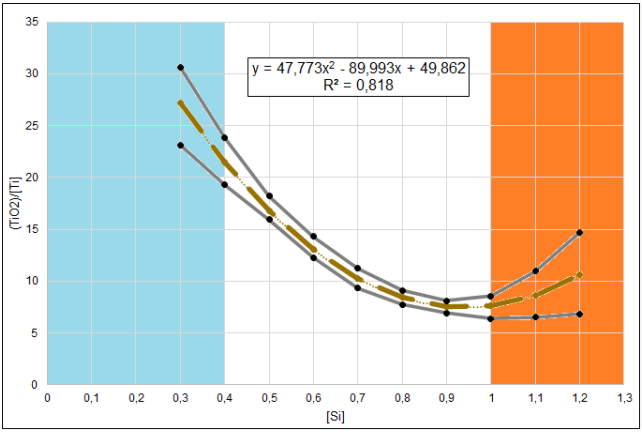
Аналіз продуктів плавки доменних печей України, що проплавляють залізорудні матеріали зі слідами титану в доменній шихті, а також зарубіжних підприємств, що проплавляють залізорудну сировину природно-леговану оксидами титану, що забезпечують вміст у шихті 0,24–0,32% TiO_2 (4,2–8,0 кг/т чавуну або 0,08–0,25% [Ti] у чавуні), показує, що незалежно від джерела надходження титану, вміст [Ti] прямо пропорційний до вмісту кремнію в чавуні незалежно від рівня його надходження. Високий рівень надходження оксидів титану з шихтовими матеріалами є необхідною, але недостатньою умовою формування захисного гарнісажу в горні доменної печі. Тому можна припустити, що без застосування спеціальних прийомів ефективність утворення захисного гарнісажу титану в печі навіть за наявності вмісту титану в чавуні на рівні 0,15–0,20% недостатньо висока.

На підставі практичних і дослідних даних, можна зробити висновок,

що для формування захисного титанистого гарнісажу в горні доменної печі доцільно застосовувати суміш залізорудних матеріалів (осн. 0,85–1,15 од.) і окускований матеріал, що містить титан (краще з високим вмістом титану), що забезпечує надходження титану на рівні не менш ніж 4,5 кг на тонну чавуну.



(а)



(б)

Кольорами показані області холодного та гарячого ходу печі

Рисунок 6 – Узагальнена залежність вмісту титану в чавуні [Ti] від вмісту в ньому кремнію [Si] *(а)* та розподілу титану між чавуном та шлаком $(TiO_2)/[Ti]$ залежно від вмісту кремнію [Si] у чавуні *(б)* при проплавленні природно-легованої титаном шихти протягом тривалого часу.

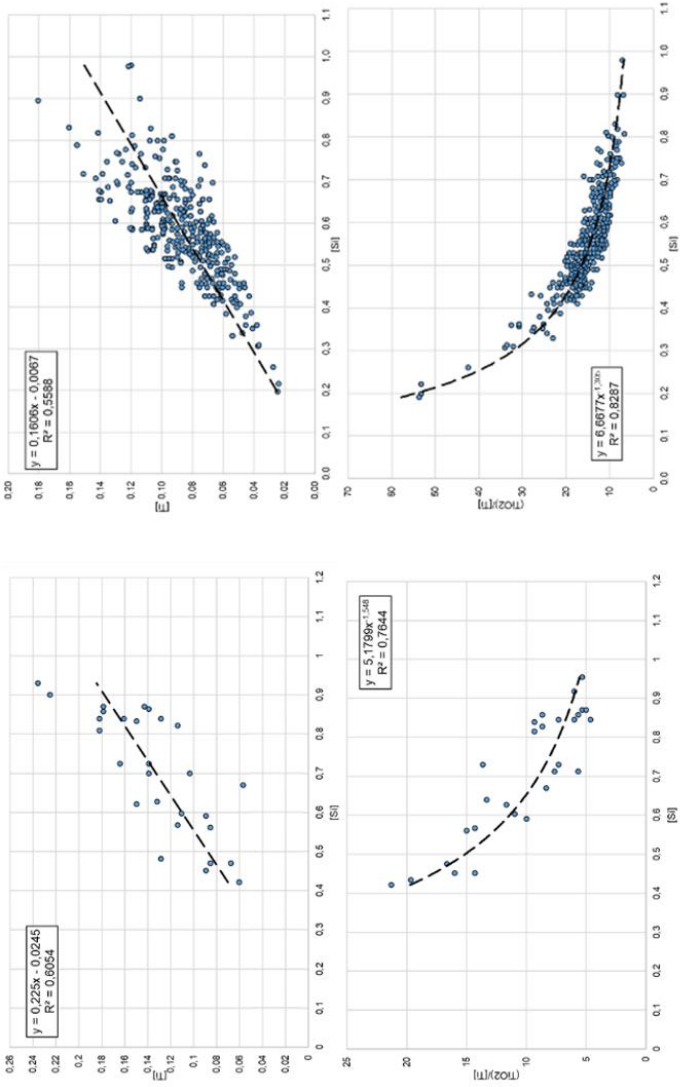


Рисунок 7 – Залежності вмісту титану в чавуні [Ti] від вмісту кремнію [Si], а також характерна зміна розподілу титану між чавуном і шлаком (TiO_2)/[Ti] залежно від вмісту кремнію [Si] у чавуні при використанні в шихті титановмісних матеріалів (навантаження до 4,5–6,5 кг/т чавуну) і при періодичному контролі вмісту титану в продуктах плавки *(а)*, порівняно з проплавленням шихти природнолегованої титаном і з постійним контролем вмісту титану в продуктах плавки *(б)*.

У той же час, до умов, що підсилюють процес гарнісажоутворення в горні доменної печі, необхідно віднести температурний режим доменної плавки та характер формування залізорудної порції. Найбільша ефективність зниження температури поду доменної печі (за рахунок формування захисного титанистого гарнісажу) за дослідженнями ІЧМ та літературних джерел досягається при технологічній зупинці доменної печі на капітальний ремонт третього розряду напередодні якого за три доби в периферійну зону доменної печі завантажується суміш залізорудних матеріалів основністю 0,9–1,2 од. і добавок, що містять титан, які забезпечують загальне надходження титану на рівні 4,5–6,5 кг/т чавуну. Вміст кремнію у чавуні у цей період доцільно підтримувати на рівні 0,85–0,95%. Безпосередньо за шість-вісім годин до зупинки печі матеріал, що містить титан, і який забезпечує необхідний рівень титану в шихті, доцільно вивести зі складу шихтових матеріалів.

Збільшення витрати титановмісних матеріалів шихти не призводить до якісної зміни переходу Ті в чавун, тому для раціонального і повнішого процесу гарнісажоутворення, необхідно витримувати підвищений нагрів чавуну. При недостатньому нагріванні збільшується вміст TiO_2 в шлаку, викликаючи збільшення його в'язкості і утруднення при відпрацюванні випуску продуктів плавки. Також при недостатньому нагріванні та переході Ті в чавун зменшується ефективність використання ільменітової сировини, незалежно від фонового рівня та його витрати в доменну шихту.

Ефективність використання титановмісних матеріалів на рівні 0,2 т в подачу на постійній основі підтверджується зниженням теплових навантажень на холодильники горна, верхнього та нижнього поду ДП№1М у жовтні 2022 р. (рис. 8).

Таким чином, для інтенсифікації гарнісажеутворення в горні необхідно:

– надходження титану до ДП забезпечити на рівні не менше 4,5 кг на тонну чавуну;

– забезпечити завантаження до периферійної зони колошника суміші залізорудних матеріалів сумарною основністю 0,85–1,15 од. та титановмісної добавки у кількості, що забезпечує вміст титану в чавуні на рівні 0,15–0,25% та відповідає вмісту (TiO_2)=1,15–1,30% у шлаку при ([Si]+0.44·[Mn]) = 0,7–0,8%;

– обмежити потрапляння залізорудних матеріалів і добавок, що містять титан, в центральну зону печі;

– при використанні титановмісних матеріалів перед технологічною зупинкою забезпечити виведення титановмісної добавки за 6–8 годин до зупинки ДП [20].

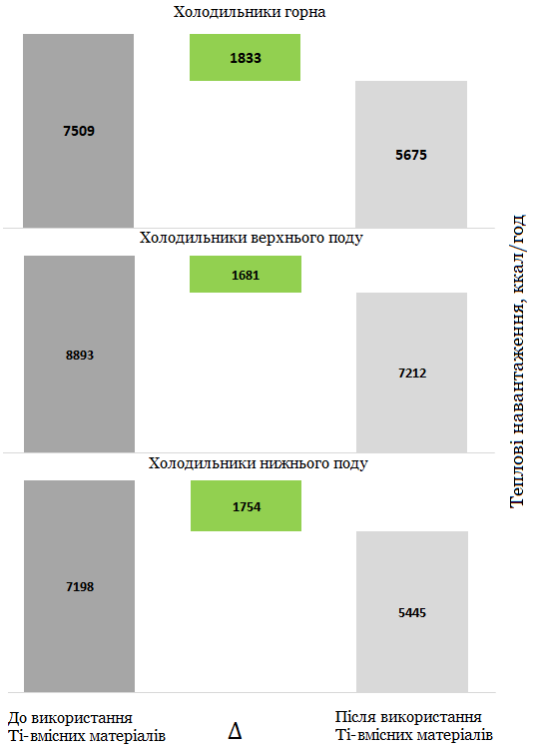


Рисунок 8 – Зміна теплових навантажень на холодильники горна, верхнього та нижнього поду ДП№1М у жовтні 2022 р. до та після використання титановмісних матеріалів на рівні 0,2 т в подачу на постійній основі.

Висновки

Представлено результати розробки стабілізаційних заходів, направлених на виведення цинку з продуктами плавки та акумулювання титану в горні доменної печі. Негативний вплив оксидів цинку на стан футерівки шахти доменної печі, який супроводжується настилеутворенням, та перевитрата питомої витрати коксу, яка має місце при циркулюванні цинку в об'ємі доменної печі потребують заходів щодо виведення цинку з продуктами плавки. Запропоновані заходи, які складаються з проведення промивок за запропонованим регламентом у період роботи доменної печі на планових дуттєвих параметрах та із забезпеченням необхідного теплового резерву. З метою подовження кампанії доменної печі одним з найбільш поширених

прийомів захисту футерівки горна є періодичне введення титановмісних матеріалів в шихту доменних печей. Надходження оксидів титану в піч, як правило, забезпечують використанням у складі аглошихти концентрату ільменіту або спеціально підготовлених брикетів з ільменіту з високим вмістом титану, які можуть вводити безпосередньо до складу доменної шихти. Проаналізовано досвід використання в складі доменної шихти титановмісних матеріалів та сформульовані заходи щодо інтенсифікації гарнісажеутворення в горні.

Перелік посилань

1. Семенов Ю. С., Шумельчик Є. І., Горупаха В. В. *Діагностика та управління доменною плавкою в змінних паливно-сировинних умовах*. Дніпро : Домінанта Прінт, 2018. 260 с. ISBN: 978-617-7371-45-7.

2. Semenov Yu. S. Temperature Distribution of the Gas Flux in Blast Furnaces. *Steel in Translation*. 2017. Vol. 47. No. 7. P. 473–477. https://doi.org/10.3103/S0967091217070117.

3. Semenov Yu. S., Shumel'chik E. I., Gorupakha V. V. Efficient Management of the Charging of Blast Furnaces and the Application of Contemporary Means of Control Over the Variable Technological Conditions. *Metallurgist*. 2018. Vol. 61. Iss. 11-12. P. 950–958. https://doi.org/10.1007/s11015-018-0591-4.

4. Semenov Yu. S., Horupakha V. V., Shumelchik Ye. I. Measures for Preventing Disruption in the Blast Furnace Operation under Use of Pulverized Coal. *Steel in Translation*. 2020. Vol. 50, No. 2, pp. 100–106. https://doi.org/10.3103/S0967091220020096.

5. Semenov Yu. S., Horupakha V. V., Alter M. A., Vashchenko S. V., Khudyakov A. Yu., Shumelchik E. I. Efficiency of Washing Blast Furnace Hearth in case of Pulverized Coal Injection. *AISTech 2022 – Proceedings of the Iron & Steel Technology Conference*, 16–18 May 2022, Pittsburgh, Pa., USA. P. 219–230. https://doi.org/10.33313/386/025.

6. Togobitskaya D. N., Khamkhot'ko A. F., Tsivataya N. A., Stepanenko D. A. Corrosion Activity of Alkali-Containing Slags With Respect to a Blast Furnace Refractory Lining. *Refractories and Industrial Ceramics*. 2013. Vol. 54. P. 155–159. https://doi.org/10.1007/s11148-013-9568-9.

7. Belkova A., Togobitska D., Stepanenko D. 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*, 2023. Vol. 29. No. 2, P. 67–74. https://doi.org/10.36547/ams.29.2.1764.

8. The Cycle and Effect of Zinc in the Blast-furnace Process / P. Besta, K. Janovská, A. Samolejová, A. Beránková, I. Vozňáková, M. Hendrych // *Metalurgija*. 2013. Vol. 52. No. 2. P. 197–200.

9. Steer J. M., Griffiths A. J. Investigation of carboxylic acids and non-aqueous solvents for the selective leaching of zinc from blast furnace dust slurry. *Hydrometallurgy*. 2013. Vol. 140. P. 34–41. https://doi.org/10.1016/j.hydromet.2013.08.011.

10. Щукин Ю. П., Гладышев В. И., Антипов Н. С., Урбанович Г. И. Механизм циркуляции цинка в доменной печи. *Сталь*. 1986. №9. С. 8–14.

11. Esezobor D. E., Balogun S. A. Zinc accumulation during recycling of iron oxide wastes in the blast furnace. *Ironmaking & Steelmaking Processes, Products and Applications*. 2006. Vol. 33. Issue 5. P. 419–425. https://doi.org/10.1179/174328106X114020.

12. Yang X., Chu M., Shen F., Zhang Z. Mechanism of zinc damaging to blast furnace tuyere refractory. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*. 2009. Vol. 22. Issue 6. P. 454–460. https://doi.org/10.1016/S1006-7191(08)60123-4.

13. Blast-furnace heats made with a zinc-bearing charge / Shchukin Yu. P., Sedinkin V. I., Sarychev V. F., Nosov S. K., Vdovin K. N., Terent'ev V. L., Novikov V. S., Kosachenko I. E., Gostenin V. A. // *Metallurgist*. 1997. Vol. 41. No. 397. https://doi.org/10.1007/BF02768860.

14. The Results of Pilot Plant Testing the Zinc Removing from the Blast Furnace / Shchukin Yu. P., Sedinkin V. I., Novikov V. S., Kosachenko I. E., Gostenin V. A. // *Stal*. 1997. Vol. 3. P. 11–13.

15. Технология промывки горна изменением расхода природного газа / Литвинов Л. Ф., Кузнецов А. М., Падалка В. П. и др. // *Металл и литье Украины*. 2003. № 9-10. С. 45–47.

16. Патент UA 60650 C2 на винахід. Спосіб профілактики забруднення горна доменної печі / Литвинов Л. Ф., Товаровський Й. Г., Ярошевський С. Л., Кузнецов О. М., Падалка В. П. Заявл. № 2003010616 від 23.01.2003; опубл. 15.08.2006, бюл. № 8.

17. *Sobyanina O. N., Filatov S. V., Zagainov S. A.* Analysis of titanium reduction in a blast furnace // *Steel in Translation*. 2012. Vol. 42. No. 3. P. 246–248. https://doi.org/10.3103/S0967091212030163.

18. Khudyakov A. Yu., Vaschenko S. V., Baiul K. V., Semenov Yu. S. Experimental Verification of New Compaction Equations for Fine Materials of the Mining and Metallurgical Complex. Part 1. Basic Compaction Equation. *Refractories and Industrial Ceramics*. 2021. Vol. 62. Issue 1. P. 15–24. https://doi.org/10.1007/s11148-021-00554-z.

19. Vashchenko S. V., Khudyakov A. Yu., Baiul K. V., Semenov Yu. S. Method for Predicting the Strength of Pellets Produced from Dry Fine-Grained Materials. Powder Metallurgy and Metal Ceramics. 2021. Vol. 60. Issue 3-4. P. 247–256. https://doi.org/10.1007/s11106-021-00233-1.

20. Патент RU 2291199 C1 на изобретение. Способ создания защитного гарнисажа на футеровке горна и лещади доменной печи / Логинов В. Н., Суханов М. Ю., Васильев Л. Е., Каримов М. М., Логинов И. В., Большаков В. И., Нестеров А. С. Можаренко Н. М., Якушев В. С. Заявл. № 2005139986/02 от 22.12.2005; опубл. 10.01.2007.

References

1. Semenov, Yu. S., Shumelchik, E. I., & Horupakha, V. V. (2018). *Diahnostyka ta upravlinnya domennoyu plavkoyu v zminnykh palyvno-syrovynnykh umovakh* (Diagnostics and Management of Blast Furnace Smelting in Variable Fuel and Raw Materials Conditions). Dominanta Print. ISBN: 978-617-7371-45-7. [In Ukrainian]

2. Semenov, Yu. S. (2017). Temperature Distribution of the Gas Flux in Blast Furnaces. *Steel in Translation*, 47(7), 473–477. https://doi.org/10.3103/S0967091217070117

3. Semenov, Yu. S., Shumel'chik, E. I., & Gorupakha, V. V. (2018). Efficient Management of the Charging of Blast Furnaces and the Application of Contemporary Means of Control Over the Variable Technological Conditions. *Metallurgist*, 61(11-12), 950–958. https://doi.org/10.1007/s11015-018-0591-4

4. Semenov, Yu. S., Horupakha, V. V., & Shumelchik, Ye. I. (2020). Measures for Preventing Disruption in the Blast Furnace Operation under Use of Pulverized Coal. *Steel in Translation*, 50(2),100–106. https://doi.org/10.3103/S0967091220020096

5. Semenov, Yu. S., Horupakha, V. V., Alter, M. A., Vashchenko S. V., Khudyakov A. Yu., & Shumelchik E. I. (2022). Efficiency of Washing Blast Furnace Hearth in case of Pulverized Coal Injection. *AISTech 2022 – Proceedings of the Iron & Steel Technology Conference*, 16–18 May 2022, Pittsburgh, Pa., USA. P. 219–230. https://doi.org/10.33313/386/025

6. Togobitskaya, D. N., Khamkhot'ko, A. F., Tsivataya, N. A., & Stepanenko, D. A. (2013). Corrosion Activity of Alkali-Containing Slags With Respect to a Blast Furnace Refractory Lining. *Refractories and Industrial Ceramics*, 54, 155–159. https://doi.org/10.1007/s11148-013-9568-9.

7. Belkova, A., Togobitska, D., & 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

8. Besta, P., Janovská, K., Samolejová, A. et al. (2013). The Cycle and Effect of Zinc in the Blast-furnace Process. *Metalurgija*, 52(2), 197–200

9. Steer, J. M., & Griffiths, A. J. (2013) Investigation of carboxylic acids and non-aqueous solvents for the selective leaching of zinc from blast furnace dust slurry. *Hydrometallurgy*, 140, 34–41. https://doi.org/10.1016/j.hydromet.2013.08.011

10. Shchukin, Yu. P., Gladyshev, V. I., Antipov, N. S., & Urbanovich, G. I. (1986). The mechanism of zinc circulation in a blast furnace. *Stal*, 9, 8–14

11. Esezobor, D. E., & Balogun, S. A. (2006). Zinc accumulation during recycling of iron oxide wastes in the blast furnace. *Ironmaking & Steelmaking Processes, Products and Applications*, 33(5), 419–425. https://doi.org/10.1179/174328106X114020

12. Yang, X., Chu, M., Shen, F., & Zhang, Z. (2009). Mechanism of zinc damaging to blast furnace tuyere refractory. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*, 22(6), 454–460. https://doi.org/10.1016/S1006-7191(08)60123-4

13. *Shchukin, Yu. P., Sedinkin, V. I., Sarychev, V.F. et al.* (1997). Blast-furnace heats made with a zinc-bearing charge. *Metallurgist*, 41(397). https://doi.org/10.1007/BF02768860

14. Shchukin, Yu. P., Sedinkin, V. I., Novikov, V. S. et al. (1997). The Results of Pilot Plant Testing the Zinc Removing from the Blast Furnace. *Stal*, 3, 11–13

15. *Litvinov L.F., Kuznetsov A.M., Padalka V.P. et al.* (2003) Tekhnologiya promyvki gorna izmeneniyem raskhoda prirodnogo gaza (Hearth flushing technology by changing the flow rate of natural gas) // Metal and casting of Ukraine. 2003. № 9–10. P. 45–47. [In Russian].

16. Lytvynov, L. F., Tovarovskyi, Y. G., Yaroshevskyi, S. L., Kuznetsov, O. M., & Padalka, V. P. (2006). Patent UA 60650 C2 for the invention. Prevention method for blast furnace hearth blockage. Application No. 2003010616 of January 23, 2003; published 15.08.2006, Bull. No. 8. [In Ukrainian]

17. Sobyanina, O. N., Filatov, S. V., & Zagainov, S. A. (2012). Analysis of titanium reduction in a blast furnace. *Steel in Translation*, 42(3), 246–248. https://doi.org/10.3103/S0967091212030163

18. Khudyakov, A. Yu., Vaschenko, S. V., Baiul, K. V., & Semenov, Yu. S. (2021). Experimental Verification of New Compaction Equations for Fine Materials of the Mining and Metallurgical Complex. Part 1. Basic Compaction Equation. *Refractories and Industrial Ceramics*, 62(1), 15–24. https://doi.org/10.1007/s11148-021-00554-z

19. Vashchenko, S. V., Khudyakov, A. Yu., Baiul, K. V., & Semenov, Yu. S. (2021). Method for Predicting the Strength of Pellets Produced from Dry Fine-Grained Materials. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics* ,60(3-4), 247–256. https://doi.org/10.1007/s11106-021-00233-1

20. Loginov,V. N., Sukhanov, M. Yu., Vasiliev, L. E., Karimov, M. M., Loginov, I. V., Bolshakov, V. I., Nesterov, A. S. Mozharenko, N. M., Yakushev, V. S. (2007). Patent RU 2291199 C1 for the invention. The method of creating a protective skull on the lining of the hearth and bream of a blast furnace. Application No. 2005139986/02 of December 22, 2005; published 10.01.2007. [In Russian]

Yu. S. Semenov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Head of Department, ORCID 0000-0003-2299-5742
V. V. Horupakha[1], Researcher, ORCID 0000-0003-0531-1871
S. V. Vashchenko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-8344-961X
O. Yu. Khudyakov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-6507-1120
Ye. I. Shumelchyk[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-5350-6425
K. V. Baiul[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-1426-7956

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

DEVELOPMENT OF STABILIZATION MEASURES AIMED AT REMOVING ZINC WITH SMELTING PRODUCTS AND ACCUMULATING TITANIUM IN THE HEARTH OF A BLAST FURNACE

Abstract. The article presents the results of the development of stabilization measures aimed at the removal of zinc with the products of melting and accumulation of titanium in the hearth of a blast furnace. The relevance of the development and use in practice of such measures is due to the unstable fuel and raw materials conditions for the production of pig iron, when their stabilization is a complex and difficult task, as well as the need to extend the campaign of blast furnaces during the overhaul period. The negative effect of zinc oxides on the condition of the blast furnace shaft lining, accompanied by slab formation, and the overconsumption of specific coke consumption, which occurs when zinc circulates in the volume of the blast furnace, require measures to remove zinc from the smelting products. The article proposes such measures, which consist of flushing according to the proposed schedule during the operation of the blast furnace at planned blowing parameters and with the provision of the necessary thermal reserve. In order to lengthen the campaign of a blast furnace, one of the most common methods for protecting the hearth lining is the periodic

introduction of titanium-containing materials into the charge of blast furnaces. The entry of titanium oxides into the furnace, as a rule, is ensured by the use of concentrate or specially prepared ilmenite briquettes with a high titanium content as part of the sinter charge, which can be introduced directly into the composition of the blast furnace charge. The article analyzes the experience of using titanium-containing materials as part of a blast furnace charge and formulates measures to intensify skull formation in the hearth.

Key words: blast furnace, blast furnace control, thermal state, pulverized coal, zinc content in the charge, titanium content in cast iron, hearth washings.

For citation: Semenov, Yu. S., Horupakha, V. V., Vashchenko, S. V., Khudyakov, O. Yu., Shumelchyk, Ye. I., Baiul. K. V. (2023). Development of stabilization measures aimed at removing zinc with smelting products and accumulating titanium in the hearth of a blast furnace. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 139-157. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-139-157

Стаття надійшла до редакції збірника 06.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-158-174
УДК 669.162.21:661.97:001.8

О. Л. Чайка[1], к.т.н., с.н.с., зав. лаб., ORCID 0000-0003-1678-2580
Б. В. Корнілов[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-5544-3023
А. О. Москалина[1], к.т.н., н.с., ORCID 0000-0001-9552-2853
В. В. Лебідь[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-3938-3785
М. М. Ізюмський[1], к.т.н., с.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 СКОРОЧЕННЯ ВИКИДІВ ВУГЛЕКИСЛОГО ГАЗУ З ДОМЕННОЇ ПЕЧІ В УМОВАХ ВИКОРИСТАННЯ ПЕРСПЕКТИВНИХ ТА ІСНУЮЧИХ ТЕХНОЛОГІЙ ДОМЕННОЇ ПЛАВКИ

Анотація. У статті обговорюються результати теплоенергетичного та ексергетичного розрахунків можливостей нових та існуючих технологій скорочення викидів діоксиду вуглецю та зниження витрати коксу, збільшення виробництва чавуну за рахунок вдування в горн водню та водневмісних паливних добавок (коксовий та природний газ), 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 пиловугільного палива, водню та водневмісних паливних добавок та їх комбінацій широкому діапазоні. Встановлено граничні значення вдування водню та водневмісних паливних добавок у горн доменній печі, які визначаються такими факторами: ступенем прямого відновлення заліза, теоретичною температурою горіння, наявністю технічного кисню та температурою колошникового газу. 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. 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 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. Вип. 37. С. 158-174. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-158-174

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 стали дозволити 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 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 заліза 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 розгляд матеріального, теплового та ексергетичного балансів. Матеріальний баланс розраховується у системі обліку В. П. Іжевського, 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.

Всі розрахунки застосування паливних добавок виконувались при зміні теоретичної температури горіння 1800-2200ºС, підтримка в даному діапазоні якої здійснювалася збільшенням вмісту пари в дутті (для її зниження) та кисню (для її підвищення). Вплив зміни теоретичної температури від витрат різних паливних добавок наведено у таблиці 1.

Таблиця 1 - Зміна теоретичної температури при зміні витрат паливних добавок.

Зміна витрати палива	Величина зменшення теоретичної температури зі збільшенням витрати паливної добавки, ºС			
	ПВП	ПГ	КГ	Водень
на 1 т/год (для ПВП) / 1 тыс. м^3/год (для газоподібного палива)	9	27	14	7
на 10 кг/т (для ПВП) / 10 м^3/т (для газоподібного палива)	14	39	22	12

Таким чином встановлено, що збільшення витрати водню на кожні 10 м^3/т надає менший вплив на зменшення теоретичної температури (на 12ºС на 1 тис. м^3/год) в порівнянні з природним та коксовим газом, що в першу чергу пов’язано з його густиною. ПВП має подібний вплив на зміну теоретичної температури з воднем (табл. 1).

Базовий період роботи доменної печі для аналізу впливу різних факторів на вихід діоксиду вуглецю та техніко-економічні та

ексергетичні показники, а також значення даних параметрів при максимальній витраті паливних добавок наведено у таблиці 2.

Встановлено, що найбільш істотне зниження викидів CO_2 з урахуванням допалювання CO поза доменною піччю надає водень – до 30% (на 0,6% на кожні 10 м^3/т H_2). Водневмісне паливо – природний та коксовий газ дозволяють зменшити викиди CO_2 до 15% (на 0,75% на кожні 10 м^3/т ПГ та на 0,5% на кожні 10 м^3/т КГ) (рис. 1).

Застосування ПВП дозволяє зменшити викиди CO_2 на 11% (0,44% на кожні 10 кг/т ПВП), однак це зменшення досягається тільки при витраті менше 150 кг/т, де для підтримки теоретичної температури в раціональному діапазоні приймається пара. При витраті ПВП понад 150 кг/т зменшення викидів CO_2 не спостерігається.

Таблиця 2 – Розрахунковий вихід CO_2, техніко-економічні та ексергетичні показники доменної плавки при застосуванні різних видів палива.

Параметр	База	ПВП	ПГ	КГ	Водень
Максимальна витрата паливної добавки, м^3/т (кг/т для ПВП)		250	200	300	50
Продуктивність, т/добу	4694	4621	5213	4551	4787
Сумарна витрата коксу та кокс. горіха, кг/т	352	293	340	379	397
Витрата ПВП в базовому періоді, кг/т	153	-	-	-	-
Витрата ПГ в базовому періоді, м^3/т	32,0	-	-	-	-
Витрата дуття, м^3/хв	4011	4011	4011	4011	4011
Температура дуття, ºС	1112	1112	1112	1112	1112
Вміст кисню в дутті, %	25,7	25,7	30,0	23,6	21,8
Вміст Fe в шихті, %	56,70	56,70	56,70	56,70	56,70
Основність шлаку CaO/SiO_2	1,10	1,10	1,10	1,10	1,10
Основність шлаку $(CaO+MgO)/SiO_2$	1,27	1,27	1,27	1,27	1,27
Вихід ВЕР, кг ум.пал./т	82	79	125	116	131
Розрахунковий вихід CO_2 з врахуванням допалювання CO поза доменною піччю, кг/т	1439	1463	1313	1318	1095

Одним із показників, що характеризує екологічність доменного процесу крім викидів CO_2, є вихід вторинних енергоресурсів (ВЕР). Під вторинними енергоресурсами розуміється кількість тепла, що виходить з колошниковим газом за вирахуванням тепла, необхідного для нагрівання, стиснення та збагачення дуття киснем.

Застосування водню та водневмісних паливних добавок дозволяє суттєво збільшити вихід ВЕР, а саме: водень – до 81% (на 1,62% на кожні 10 м^3/т), природний газ – до 74% (на 3,7% на кожні 10 м^3/т), коксовий газ – до 60% (на 2% на кожні 10 м^3/т). При цьому застосування ПВП призводить до зменшення виходу ВЕР до 23%, залежно від його витрати. Його застосування у кількості 250 кг/т призводить до зменшення виходу ВЕР на 10%, що еквівалентно зменшенню ВЕР на 0,4% на кожні 10 кг/т.

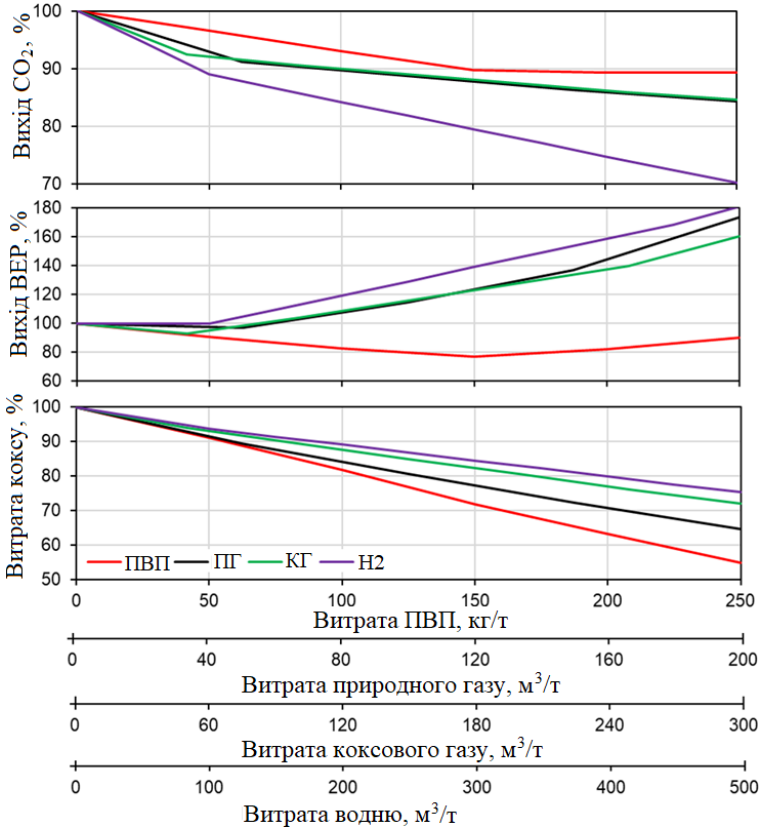


Рисунок 1 – Залежність розрахункового виходу діоксиду вуглецю, виходу вторинних енергоресурсів (ВЕР) та витрати коксу від витрати паливних добавок.

Найбільший вплив щодо зменшення витрати коксу надає збільшення витрати ПВП при збільшенні його витрати до 250 кг/т – до 45% (на 1,8% на кожні 10 кг/т ПВП). Застосування природного газу дозволяє

зменшити витрату коксу до 35% (на 1,75% на кожні 10 м^3/т ПГ), коксового газу – до 28% (на 0,93% на кожні 10 м^3/т КГ) та водню – на 25% (на 0,5% кожні 10 м^3/т H_2) (рис. 1).

Встановлено, що застосування водню сильніше впливає збільшення виробництва чавуну проти іншими паливними добавками.

Визначено, що збільшенню продуктивності при великих витратах ПВП (понад 150 кг/т), природного (понад 100 м^3/т) та коксового (більше 250 м^3/т) газів сприяє збільшення кисню в дутті, необхідне підтримки теоретичної температури в раціональному діапазоні. При менших витратах цих паливних добавок очікувати збільшення продуктивності неможливо.

Таким чином, застосування паливних добавок дозволяє збільшити виробництво:

- до 13% при застосуванні ПВП витратою понад 150 кг/т, що еквівалентно його збільшенню на 1,3% на кожні 10 кг/т ПВП;
- до 29% при застосуванні природного газу витратою понад 100 м^3/т, що еквівалентно його збільшенню на 2,9% на кожні 10 м^3/т ПГ;
- на 2% при застосуванні коксового газу витратою від 50 до 250 м^3/т збільшити (збільшення на 0,1% на 10 м^3/т КГ), а понад 250 м^3/т ще на 11% (збільшення на 2,2% на 10 м^3/т КГ);
- на 18% при застосуванні водню до 500 м^3/т, що еквівалентно його збільшенню на 0,36% на кожні 10 м^3/т H_2.

Перспективи застосування металодобавки на викиди CO_2 та техніко-економічні показники. Одним із перспективних способів зниження викидів CO_2 є застосування чистих металодобавок, що завантажуються через колошник доменної печі. Однак їх застосування обмежене наявністю цієї шихти та її вартістю.

Виконано аналіз застосування металодобавки на розрахунковий вихід діоксиду вуглецю, виходу ВЕР та техніко-економічні показники доменної плавки від витрати металодобавки від 0 до 500 кг/т (рис. 2).

Встановлено, що застосування металодобавки дозволяє зменшити та викиди CO_2 до 47% (0,94% на кожні 10 кг/т металодобавки) та витрату коксу до 16% (на 0,32% на кожні 10 кг/т металодобавки), збільшити виробництво чавуну на 76% (на 1,52% на кожні 10 кг/т металодобавки). Однак застосування металодобавки призводить до істотного зниження виходу вторинних енергоресурсів (до 108% або на 2,16% на кожні 10 кг/т металодобавки), що призведе до необхідності використання сторонніх енергоресурсів для заміщення недостатнього доменного газу в інших переділах металургійного комбінату і для підігріву, стиснення та збагачення киснем дуття (а отже, і додаткові викиди CO_2).

Таким чином застосування металодобавки дозволяє, з одного боку,

збільшити виробництво чавуну, зменшити витрату коксу та викиди CO_2, а з іншого боку – зменшує корисний потенціал доменного газу.

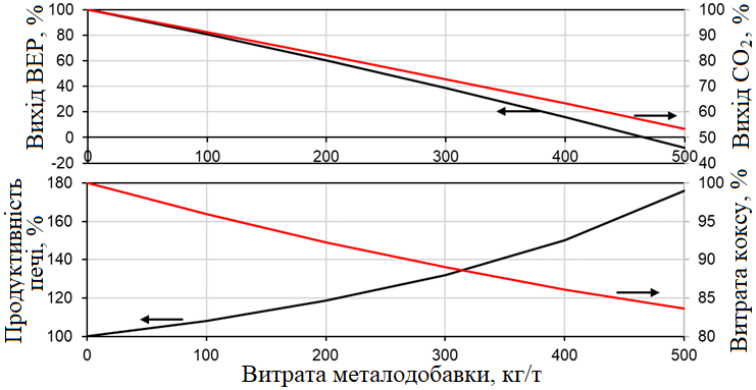


Рисунок 2 – Залежність розрахункового виходу діоксиду вуглецю, виходу ВЕР, продуктивності та витрати коксу від витрати металодобавки.

Вплив зміни температури дуття та теплових втрат на викиди CO_2 та техніко-економічні показники. Розглянуто вплив зміни температури дуття та теплових втрат, на які значною мірою впливає стан та теплофізичні характеристики футерівки доменної печі на зміну викидів діоксиду вуглецю та техніко-економічні показники доменної плавки (рис. 3).

Збільшення температури дуття кожні 100°С дозволяє зменшити прогнозного виходу CO_2 на 1,9% та вихід ВЕР – на 7,9%. Також досягається незначне зменшення витрати коксу на 0,5% та збільшення виробництва чавуну – на 3,2%.

Таким чином, при збільшенні температури дуття з 1100 до 1450 є можливість зменшити викиди CO_2 на 6% та витрату коксу на 2%, а також збільшити виробництво на 15%. При цьому вихід ВЕР зменшиться на 27%.

Зменшення теплових втрат у системі охолодження позитивно впливає на викиди CO_2 (зменшення на 0,18% на кожен 1 МВт), витрата коксу (зменшення на 0,05% на кожен 1 МВт) та продуктивність печі (збільшення на 0,32% на кожен 1 МВт), при цьому практично не впливає на вихід ВЕР.

Таким чином, при забезпеченні умов зменшення теплових втрат з 20 до 5 МВт є можливість зменшити викиди CO_2 на 2,3%, витрату коксу на 0,6% і збільшити виробництво на 5%.

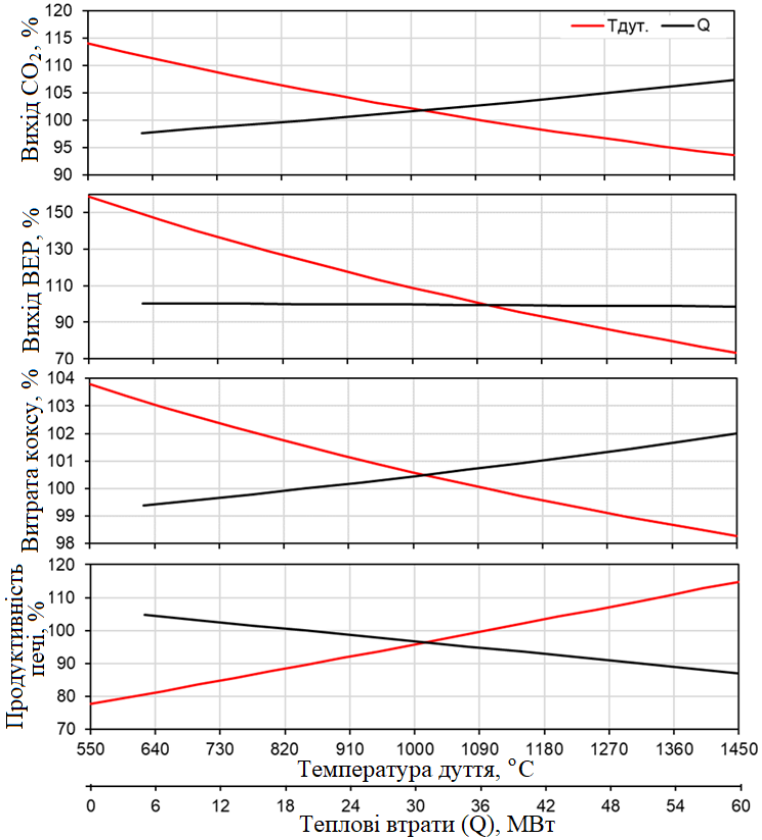


Рисунок 3 – Залежність розрахункового виходу діоксиду вуглецю, виходу ВЕР, витрати коксу та продуктивності печі від температури дуття та теплових втрат Q у системі охолодження.

Вплив зміни ступеня використання CO та H_2 на викиди CO_2 та техніко-економічні показники. Розглянуто вплив зміни ступеня використання CO та H_2, (η_{CO} та η_{H2} відповідно) на які впливає режим завантаження та газодинамічний режим роботи доменної печі на зміну викидів діоксиду вуглецю та техніко-економічні показники доменної плавки (рис. 4).

Встановлено, що ступінь використання CO більший суттєво у порівнянні зі ступенем використання H_2 впливає на зміну розрахункового виходу діоксиду вуглецю, виходу вторинних енергоресурсів та техніко-економічних показників доменної плавки.

Збільшення ступеня використання CO та H_2 на кожний 1% їх зміни

в широкому діапазоні дозволяє зменшити викиди CO_2 (на 2,9% та 0,25% відповідно) та покращити техніко-економічні показники (збільшити продуктивність печі на 1,6% та 0, 2% відповідно і зменшити витрату коксу на 2,6% та 0,2% відповідно). При цьому суттєво зменшується вихід вторинних енергоресурсів (на 8,8% та 1% відповідно) внаслідок зменшення витрати та калорійності доменного газу.

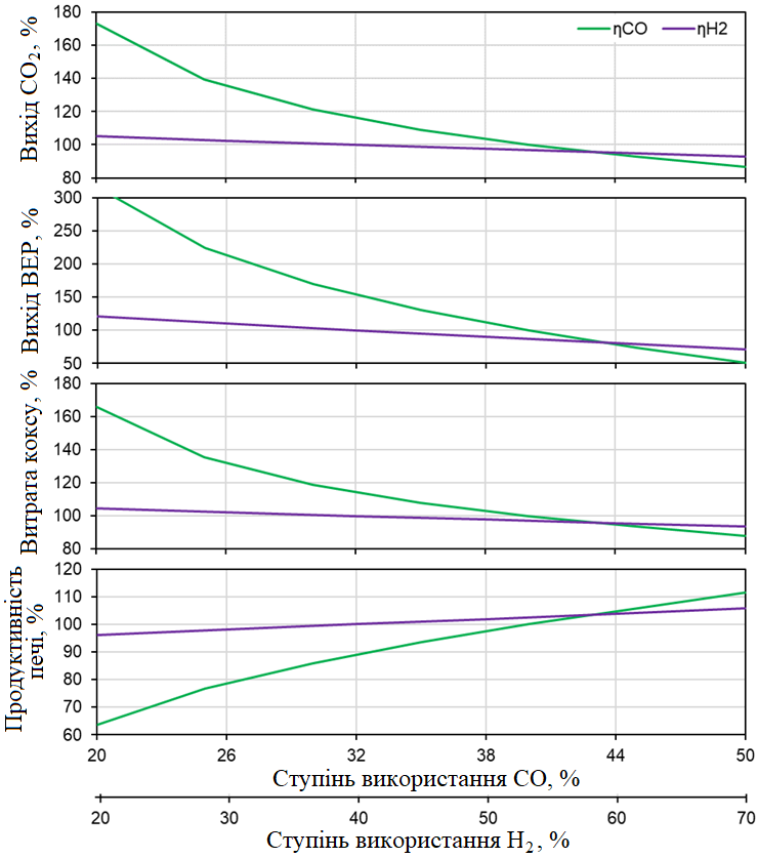


Рисунок 4 – Залежність техніко-економічних показників доменної плавки, розрахункового виходу діоксиду вуглецю та виходу вторинних енергоресурсів від ступеня використання CO та H_2.

Спільне застосування ПВП та водневмісних паливних добавок. 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.

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% [16-21] (табл. 3).

Таблиця 3 – Витрата палива, при якій все залізо в печі відновлюється непрямим шляхом.

Параметр	ПВП+ПГ	ПВП+КГ	ПВП+H_2
Витрата ПВП, кг/т	200-250	200-250	200-250
Витрата водневмісної паливної добавки, $м^3$/т	193-180	300	485-450

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 [22-24].

Встановлено граничні значення ефективності використання технологій вдування ПУТ, водню та водневмісних добавок (природного та коксового газу) на викиди діоксиду вуглецю, вихід ВЕР та витрату коксу (табл. 4).

Показано, що водень та водневмісні добавки дозволяють більшою мірою забезпечити зменшення викидів CO_2 та збільшити вихід вторинних енергоресурсів у порівнянні з ПВП. При цьому ПВП може забезпечити найбільше зменшення витрати коксу.

Підігрів газоподібних паливних добавок (H_2, природний та коксовий газ) може дати більший ефект - до 10%, 6% та 5% зменшення викидів CO_2 відповідно та 4-6% зменшення витрати коксу за рахунок можливості до більшого нагрівання – ПГ та КГ до 800°С H_2 – до 1000°С, порівняно з ПВП – до 400°С, що забезпечить зменшення викидів CO_2 та зменшення витрати коксу на 1%.

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. 5).

Таблиця 4 – 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
Викиди CO_2	-11% (-0,44%) *	-15% (-0,75%)	-15% (-0,5%)	-30% (-0,6%)
Вихід ВЕР	-10% (-0,4%)	+74% (+3,7%)	+60% (+2%)	+81% (+1,62%)
Витрата коксу	-45% (-1,8%)	-35% (-1,75%)	-28% (-0,93%)	-25% (-0,5%)
З врахуванням підігрівання палива:				
	400°C	800°C	800°C	1000°C
Викиди CO_2	-12% (-0,48%) *	-21% (-1,05%)	-20% (-0,67%)	-40% (-0,8%)
Вихід ВЕР	-8% (-0,32%)	+64% (+3,2%)	+57% (+1,9%)	+69% (+1,38%)
Витрата коксу	-44% (-1,76%)	-40% (-2%)	-32% (-1,07%)	-31% (-0,62%)

* 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).

Таблиця 5 – 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 витрата коксу.

	Метало-добавка	Температура дуття	Теплові втрати	Ступінь використання CO	Ступінь використання H_2
Діапазон зміни:	0-500 кг/т	від 1100°C до 1450°C	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°C, ступеня використання CO та H_2 на 1% та зменшення теплових втрат на 1 МВт.

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 CO_2 (на 1,82%), витрати коксу (на 0,49%) та вторинних енергетичних ресурсів (на 7,6%) надає підвищення температури дуття на кожні 100°C.

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.

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 на 11%, природного та коксового газу – на 15%, водню – на 30%. При цьому існує потенціал зменшення викидів CO_2 за рахунок нагрівання палива.

2. Підігрівання газоподібних паливних добавок (H_2, природний та коксовий газ) може дати більший ефект – до 10%, 6% та 5% зменшення викидів CO_2 відповідно та 4-6% зменшення витрати коксу за рахунок можливості до більшого нагрівання – природного та коксового до 800ºС, водню – до 1000ºС, порівняно з ПВП – до 400ºС, що може забезпечити зменшення викидів CO_2 та зменшення витрати коксу на 1%.

3. 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).

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%.

5. 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 (дата звернення: 26.10.2023).

3. 25-я сессия конференции ООН по изменению климата. Мадрид. 2019. URL: https://unfccc.int/event/cop-25 (дата звернення: 26.10.2023).

4. 26-я сессия конференции ООН по изменению климата. Глазго. 2021. URL: https://unfccc.int/ru/peregovornyy-process-i-vstrechi/parizhskoe-soglashenie/klimaticheskiy-pakt-glazgo/itogi-ks-26-voprosy-otchyotnosti#eq-9 (дата звернення: 26.10.2023).

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. 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 (дата звернення: 26.10.2023).

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. Готлиб А. Д. *Доменный процесс*. М. : Металлургия, 1958. 510 с.

17. Рамм А. Н. *Современный доменный процесс*. М. : Металлургия, 1980. 304 с.

18. Павлов М. А. Исследование плавильного процесса доменных печей Климковского завода. *Горный журнал*. 1994. Т. 3. С. 265.

19. 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, 1960. С. 9–57.

20. Рамм А. Н. О необоснованной критике принципа Грюнера. *Сталь*. 1965. № 8. С. 686–689.

21. Лозовой В. П., Шаркевич Л. Д. Прямое восстановление железа в современном доменном процессе. *Сталь*. 1995. № 3. С. 8–10.

22. 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.

23. 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.

24. 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.

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). URL: https://unfccc.int/sites/default/files/russian_paris_agreement.pdf (Last accessed: 26.10.2023) [in Russian]

3. 25th session of the United Nations Climate Change Conference. Madrid. (2019). URL: https://unfccc.int/event/cop-25 (Last accessed: 26.10.2023).

4. 26th session of the United Nations Climate Change Conference. Glasgow.

(2021). URL: https://unfccc.int/ru/peregovornyy-process-i-vstrechi/parizhskoe-soglashenie/klimaticheskiy-pakt-glazgo/itogi-ks-26-voprosy-otchyotnosti#eq-9 (Last accessed: 26.10.2023)

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]. *Biulleten nauchno-tekhnicheskoi i ekonomicheskoi informatsii "Chernaia metallurgiia"*, 2, 3–11 [in Russian]

7. A. s. № 73905 Ukraine. Metodyka rascheta. Polnyi enerhetycheskyi balans domennoi plavky. Borodulyn, A. V., Chaika, A. L., Sokhatskyi, A. A., & Moskalyna, A. A. Zaiavl. № 73841 15.05.17; opubl. 27.10.17, Bjul. No. 46

8. Jan Szargyt, David R. Morris, & Frank R. Steward (1988). *Exergy analysis of Thermal, chemical and metallyrgical processes*. New York, Toronto. P. 517

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. P. 220

11. Stepanov, V. S., & Stepanova, T. B. (1994). *Efficiency of use energy*. Novosibirsk. P. 256 [in Russian]

12. Stepanov, V. S. (1984). *Analysis of the energy perfection of technological processes*. Novosibirsk. P. 274 [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, №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, № 2, 180–214 [in Russian]

15. Borodulin, A. V., Gorbunov, A. D., Romanenko, V. I.,& Sushhev, S. P. (2006). *Blast furnace in the energy dimension*. Dneprodzerzhinsk. P. 542 [in Russian]

16. Gotlib, A. D. (1958). *Blast furnace process*. Moscow. P. 510 [in Russian]

17. Ramm, A. N. (1980). *Modern blast furnace process*. Moscow. P. 304 [in Russian]

18. Pavlov, M. A. (1994). Issledovanie plavilnogo protsessa domennykh pechei Klimkovskogo zavoda [Investigation of the melting process of blast furnaces of the Klimkovsky plant]. *Mining Journal*, 3, 265. [in Russian]

19. 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"*. Dnepropetrovsk, 9–57 [in Russian]

20. Ramm, A. N. (1965). O neobosnovannoi kritike printsipa Griunera [On the unjustified criticism of the Gruner principle]. *Steel*, 8, 686–689 [in Russian]

21. 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]

22. 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

23. 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. URL: https://metec-estad2023.com/program/lecture-program.html

24. 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

O. L. Chaika[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Head of Laboratory, ORCID 0000-0003-1678-2580
B .V. Kornilov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-5544-3023
A. O. Moskalyna[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-9552-2853
V. V. Lebid[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-3938-3785
M. M. Iziumskyi[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-5164-4450
M. H. Dzhyhota[1], Leading Engineer, Ph. D. (Tech.), ORCID 0000-0003-3062-5127

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

ANALYSIS OF REDUCTION OF CARBON DIOXIDE EMISSIONS FROM BLAST FURNACE UNDER CONDITIONS OF USING ADVANCED AND EXISTING BLAST FURNACE MELTING TECHNOLOGIES

Abstract. The article discusses the results of heat and power and exergy calculations of the possibilities of new and existing technologies to reduce carbon dioxide emissions and coke consumption, increase pig iron production by injecting hydrogen and hydrogen-containing fuel additives (coke and natural gas) into the furnace, using metal additives, increasing the blast temperature, 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 Z. I. Nekrasov 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 when the consumption of pulverized coal, hydrogen and hydrogen-containing fuel additives and their combinations in a wide range was changed. The limit values for the injection of hydrogen and hydrogen-containing fuel additives into the blast furnace horn 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 furnace gas. 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 paper considers the impact of low-cost measures to increase the blast temperature, use of 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 smelting. 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, decarbonization, natural gas, coke oven gas, coke consumption.

For citation: 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

Стаття надійшла до редакції збірника 21.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-175-183
УДК 669.162.63

Б. В. Двоскін[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-2891-7833
І. О. Маначин[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-9795-6751
В. Г. Кисляков[1], к.т.н., зав. відділу, ORCID 0000-0002-1775-5050
С. А. Шевченко[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-1521-9665
В. П. Петруша[1], м.н.с., ORCID 0000-0002-1031-3241
Д. С. Зотов[2], к.т.н., директор по технології і якості

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *ТОВ «Метінвест Холдинг»*

ОСОБЛИВОСТІ ЗМІНИ ВМІСТУ СІРКИ В ДОМЕННОМУ ЧАВУНІ, ЩО ПОСТАВЛЯЄТЬСЯ ДЛЯ КОНВЕРТЕРНОГО ПЕРЕРОБУ

Анотація. Метою роботи є підвищення ефективності та стабільності процесу десульфурації за рахунок блокування ресульфурації чавуну у процесі здійснення технологічних операцій з підготовки доменного чавуну до конвертерного переділу в умовах меткомбінату «Азовсталь». Виконано технологічний контроль кожної з технологічних операцій на маршруті «доменна піч – десульфурація - викачування шлаку - міксерне відділення», з відбором проб чавуну, шлаку та контролем хімічного складу для можливості встановити фактичний вміст сірки, що переходить зі шлаку до чавуну в процесі випуску чавуну з доменної печі до чавуновозних ковшів. Дослідження, які виконані на меткомбінаті «Азовсталь» у процесі випусків чавуну з доменних печей та наливу у ковші включають в себе 20 випусків або 53 ковша. Отримані під час технологічного контролю результати підтвердили раніше встановлені закономірності про те, що технологічні операції з знесірченим чавуном до зливу його в конвертери не супроводжуються ресульфурацією чавуну. Було встановлено, що вміст сірки в міксерах після зливу проконтрольованих порцій знесірченого чавуну практично без відхилень (у межах похибки експрес-аналізу) відповідало розрахунковим величинам, визначеним з урахуванням маси чавуну в міксері та вмісту сірки в ньому до переливу. Розроблено рекомендації щодо поправок по вихідному вмісту сірки для доменних печей, що підвищить стабільність результатів, які досягаються при десульфурації чавуну в відділенні десульфурації чавуну при встановленні необхідних витрат магнієвого реагенту. Отримані результати проведених досліджень показали, що для підвищення ефективності технологічних та технічних рішень, щодо боротьби із сіркою доцільно раціоналізувати ковшові шлакові режими, у тому числі за рахунок коригування складів ковшових шлаків та ретельного очищення чавуну від високосірчистого шлаку.

Ключові слова: десульфурація, чавун, ресульфурація, ківш, шлак, міксер.

Посилання для цитування: Особливості зміни вмісту сірки в доменному чавуні, що поставляється для конвертерного переробу / Б. В. Двоскін,

І. О. Маначин, В. Г. Кисляков, С. А. Шевченко, В. П. Петруша, Д. С. Зотов // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 175-183. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-175-183

Стан питання. У сучасних умовах виробництва металопродукції у чорній металургії необхідність забезпечення конвертерного переділу чавуном з регламентованим вмістом сірки (≤0,002%) набуває все більшої актуальності. Виробнича необхідність застосування на металургійних підприємствах широкий спектр шихтових матеріалів для виплавки чавуну та реагентів для його позапічної обробки вимагає коригування як режимів доменної плавки, так і технологічних операцій з підготовки чавуну до конвертерного переділу. У таких умовах зміна закономірностей у системі «метал – шлак» може призводити до переходу сірки зі шлаку в чавун у процесі проведення технологічних операцій з підготовки та постачання чавуну для конвертерного переділу.

Спеціалістами Інституту чорної металургії було проведено на ряді меткомбінатів України та Китаю, які працюють у різних шихтових умовах виплавки та підготовки чавуну до конвертерного переділу, комплекс досліджень, спрямований на вивчення зміни вмісту сірки в доменному чавуні на всіх етапах від виплавки в доменних печах до виробництва сталі в конвертерах [1 – 3].

У процесі проведених досліджень здійснювався контроль технологічних операцій, включаючи випуск чавуну з доменної печі, транспортування у відділення десульфурації чавуну, позапічну десульфурацію, скачування шлаку, перелив у міксери або заливні ковші, перелив чавуну з міксерів у заливні ковші, заливку в конвертер.

Було показано, що в процесі випуску чавуну з доменних печей в чавуновозні ковші, потім транспортування його під кислим ковшовим шлаком (що утворюється в чавуновозному ковші), а також при переливі в міксера і наливі чавуну з міксерів в заливні ковші, термодинамічна ймовірність переходу сірки зі шлаку в метал залишається досить високою. Крім того, при здійсненні цих технологічних операцій створюються і сприятливі кінетичні умови для переходу сірки зі шлаку до чавуну через інтенсивне перемішування розплаву.

Дослідження, виконані на меткомбінаті «Азовсталь» у процесі випусків чавуну з доменних печей та наливу у ковші (49 випусків, 182 ковша) [4], підтвердили, що ресульфурація чавуну має місце. Вміст сірки в чавуновозних ківшах після їх наповнення в доменному цеху в основному була на 0,010-0.024% більше, ніж на жолобі доменної печі. Було встановлено, що кількість шлаку в чавун сірки, що перейшла зі шлаку, зростає зі збільшенням кількості шлаку в ковші, вмісту сірки в

чавуні і зниженням його основності.

Також було встановлено, що переливання не знесірченого чавуну супроводжується збільшенням вмісту сірки в чавуні міксера в середньому на 0,004%.

У процесі транспортування ковшів зі знесірченим чавуном з доменного цеху відділення десульфурації ресульфурація не спостерігалася, незважаючи на наявну термодинамічну можливість. Було показано, що це пов'язано з відсутністю належних кінетичних умов (обмежена питома реакційна поверхня контакту чавуну зі шлаком, а також збільшена в'язкість шлаку внаслідок його охолодження атмосферним повітрям у процесі транспортування та витримки чавуну в ковшах).

У процесі проведених досліджень також було встановлено, що при всіх операціях з знесірченим магнієм чавуном (при транспортуванні, скачуванні шлаку, переливах його з чавуновозних ковшів в міксер і з міксера в ковші заливні) вміст сірки в чавуні залишається незмінним. Було показано, що навіть за наявності термодинамічних та кінетичних умов для переходу сірки із шлаку в чавун, насичення знесірченого чавуну залишковим вмістом магнію блокує процес ресульфурації. Встановлено, що магній у кількості ≥0,005%, що залишився в чавуні, створює захисний бар'єр, перешкоджаючи поверненню сірки з ковшового шлаку в рідкий чавун.

Відпрацьована Інститутом чорної металургії методика технологічного контролю та результати проведених досліджень з вивчення зміни вмісту сірки в доменному чавуні від виплавки в доменних печах до виробництва сталі в конвертерах дають можливість визначити на кожному етапі чи відбувається і в якій мірі ресульфурація чавуну.

У цій роботі на основі проведеного фахівцями Інституту чорної металургії та МК «Азовсталь» технологічного контролю операцій з підготовки доменного чавуну до конвертерного переділу досліджено особливості зміни вмісту сірки в доменному чавуні, що поставляється для конвертерного переділу в умовах МК «Азовсталь».

Мета роботи. Підвищення ефективності та стабільності процесу десульфурації за рахунок блокування ресульфурації чавуну у процесі здійснення технологічних операцій з підготовки доменного чавуну до конвертерного переділу в умовах меткомбінату «Азовсталь».

Основні результати дослідження. Виконаний комплекс робіт, на МК «Азовсталь» з метою вивчення особливостей поведінки сірки в процесі підготовки доменного чавуну до конвертерного переробу, базувався на технологічному контролі кожної з технологічних операцій на шляху прямування ковшів з чавуном від випуску з доменних печей

до зливу в міксера конвертерного цеху.

Технологічні операції з підготовки доменного чавуну для конвертерного переробу на МК «Азовсталь», включають його ковшеву обробку магнієвими реагентами, очищення від ковшового шлаку машинами скребкового типу, транспортування з доменного цеху у відділення десульфурації (ВДЧ), потім у відділення скачування шлаку (ВСШ) і далі у міксерне відділення конвертерного цеху. Ці операції здійснюють у відкритих 140-тонних чавуновозних ковшах. Налив чавуновозних ковшів чавуном в основному знаходився в межах 95 – 115 т у середньому ~102 т, (максимальний налив при застосованому футеруванні чавуновозного ковша становив 122±2 т). При цьому вільний борт становив 0,5 – 1,0 м, в середньому 0,8 м. Висота шару ковшового шлаку переважно перебувала в межах 100 – 150 мм, що становить 1-1,5% від маси наповнення ковшів чавуном.

У період проведення досліджень виплавка чавуну на МК «Азовсталь» здійснювалася у трьох доменних печах (ДП) – ДП № 2 – об'ємом 1700 м^3, ДП № 3 – 1800 м^3 та ДП № 4 – 2000 м^3. Кількість ковшів в одному випуску складала 3-6 штук.

Використання на комбінаті шихтових матеріалів різного складу та відмінності в реалізованих технологіях доменних плавок супроводжувалося суттєвими коливаннями хімічного складу чавуну, що виплавляється. При цьому вміст сірки на ДП-2 знаходився в основному в межах 0,016-0,020%, на ДП-3 в межах 0,010-0,015%, на ДП-4 в межах 0,030-0,035%, а вміст кремнію на ДП-2 становив 0,6 – 0,8%, на ДП-3 – 0,6 – 0,7 %, на ДП-4 – 0,15 – 0,20%. Крім того, через нестабільну якість шихтових матеріалів у частині чавуну, що виплавляється, вміст сірки не відповідав стандартам підприємства і знаходився в межах 0,036 – 0,061%.

Основність доменного шлаку становила 1,08 – 1,16.

Контроль вмісту сірки в чавуні здійснювався за пробами, що відбираються на жолобах доменних печей (у середині наливу кожного ковша) у відділенні десульфурації (до і після обробки), у відділенні скачування шлаку (після очищення чавуну від шлаку) та у міксерному відділенні (зі струменя в середині наливу чавуну в заливному ковші).

Відповідно до технологічної документації, що діє на МК «Азовсталь», у промислових умовах роботи результати аналізу з льоток (за пробами, відібраними на жолобах ДП) використовувалися в якості вихідного вмісту сірки в чавуновозних ківшах для встановлення необхідної витрати магнієвого реагенту для десульфурації чавуну в ВДЧ, заданого кінцевого вмісту сірки.

Проби чавуну на жолобах ДП, в ВСШ та міксерному відділеннях відбиралися ложкою та заливались у рознімні пробниці. Потім проби

(плашки діаметром 30 мм і товщиною 6 мм) пневмопоштою транспортувалися до експрес-лабораторії, де аналізувалися на рентгенофлуоресцентних спектрометрах ARL9900. Перед початком проведення цих досліджень здійснювалося позачергове налаштування спектрометрів. Для чого використовувалися стандартні зразки чавуну із вмістом сірки 0,0043% – 0,030%. Для додаткової перевірки налаштування спектрометрів також використовувалися зразки ІЧМ із вмістом сірки 0,002%, 0,005% та 0,010%, перевірені на спектрометрах різного типу меткомбінатів Китаю та Тайваню. Похибка аналізу не перевищувала ± 0,001%.

У ВДЧ проби чавуну відбиралися пробницями, що занурювалися, конструкції ІЧМ, а також системами контролю температури та вмісту сірки в чавуні з датчиками «Sulphur».

Контроль хімічного складу доменного шлаку та періодичний контроль ковшового шлаку здійснювався за пробами, які відбирали ложкою на жолобах ДП та з чавуновозних ковшів в ВСШ. Аналіз проб шлаку (після відокремлення сплесків чавуну та подрібнення) проводили на рентгенофлуоресцентних спектрометрах ARL9900.

У період проведення цих досліджень технологічна операція з наливу чавуну в чавуновозні ковші була проконтрольована в процесі 20 випусків чавуну з ДП (53 ковша), результати яких представлені в табл. 1.

Таблиця 1 – Хімічний склад чавуну на жолобах доменних печей та в чавуновозних ковшах перед обробкою (чисельник – межі, знаменник – середнє).

ДП №	Кількість випусків, шт	Кількість ковшів, шт	$[S]_{жолоб}$	$[S]_{ковш}$, (до обробки в ВДЧ)	$\Delta([S]_{ківш}-[S]_{жолоб})$
2	8	16	0,013-0,061 0,029	0,015-0,068 0,035	0,001-0,009 0,005
3	6	20	0,014-0,023 0,019	0,016-0,027 0,021	-0,003 - +0,009 0,002
4	6	17	0,012-0,048 0,032	0,018-0,059 0,038	-0,005 - +0,013 0,006

Аналіз отриманих результатів показав, що в досліджуваний період роботи доменного цеху прихід сірки до чавуну в процесі наливу в чавуновозні ковші перебував на ДП-2 і ДП-3 у межах 0 – 0,009%, а на ДП-4 у межах 0 – 0,013%. Встановлене зниження величини ресульфурації порівняно з раніше проконтрольованим періодом роботи доменного цеху, коли вона в основному становила 0,010 – 0,024%, пов'язана зі зміною технології доменної плавки з урахуванням шихтових матеріалів, що використовуються, а також з застосуванням

бетонних жолобів. Отримані результати також підтвердили раніше встановлені закономірності, що кількість сірки, яка перейшла з шлаку в чавун, зростає зі збільшенням кількості шлаку в ковші, вмісту сірки в чавуні та зниженням основності та сульфідної ємності ковшового шлаку.

Контроль хімічного складу ковшового шлаку (табл. 2) показав, що ковшові шлаки і досліджуваний період характеризувалися дуже низькою основністю (менше 0,02) і сульфідною ємністю. У зв'язку з цим для раціоналізації ковшового шлакового режиму доцільно застосовувати коригування його хімічного складу.

Таблиця 2 – Хімічний склад ковшового шлаку.

Al_2O_3	CaO	Fe	FeO	Fe_2O_3	$Fe_{мет.}$	MgO	MnO	P	SiO_2	Cr_2O_3	S	Зміна маси при прожа-рюванні
1,4	0,11	75	6	63	18	1,5	2,0	<0,01	7,0	0,12	<0,1	- 2,7

Технологічні операції з десульфурації чавуну магнієвими реагентами в ВДЧ, скачування шлаку в ВСШ, переливу чавуну в міксер і міксера зливу були проконтрольовані на 7 чавуновозних ковшах (табл. 3).

Таблиця 3 – Хімічний склад чавуну в чавуновозних ковшах до і після обробки в ВДЧ, після скачування шлаку в ВСШ (чисельник – межі, знаменник – середнє) та в міксері до зливу (чисельник) та після зливу (знаменник) чавуну.

№ ДП	Кількість випусків, шт.	Кількість ковшів, шт.	Вміст сірки в чавуні, %			
			$[S]_{ковш\ 1,}$ (після обробки в ВДЧ)	$[S]_{ковш,\ 2}$ (після скачування в ВСШ)	$\Delta([S]_{ковш\ 1} - [S]_{\ ковш\ 2})$	$[S]_{міксер}$
2	1	2	0,005-0,018 0,0115	0,005-0,014 0,0095	0 - 0,004 0,002	0,010 0,010
3	2	3	0,006-0,012 0,008	0,004-0,008 0,006	0,001-0,005 0,002	0,008 0,007
4	1	2	0,020-0,044 0,032	0,020-0,025 0,0225	0 - 0,019 0,0095	0,019 0,020

Отримані результати підтвердили раніше встановлені закономірності про те, що технологічні операції з знесірченим чавуном до зливу його в конвертери не супроводжуються ресульфурацією чавуну. Було встановлено, що вміст сірки в міксерах після зливу проконтрольованих порцій знесірченого чавуну практично без

відхилень (у межах похибки експрес-аналізу) відповідало розрахунковим величинам, визначеним з урахуванням маси чавуну в міксері та вмісту сірки в ньому до переливу.

Важливо відзначити, що знесірчений чавун вимагає ретельного очищення від високосірчистого шлаку, що утворюється після десульфурації чавуну, з метою недопущення повернення сірки в конвертерному переділі, де є сприятливі термодинамічні та кінетичні умови для переходу сірки зі шлаку в метал.

Таким чином, отримані результати проведених досліджень показали, що для підвищення ефективності технологічних та технічних рішень, щодо боротьби із сіркою, доцільно раціоналізувати ковшові шлакові режими, у т. ч. за рахунок коригування складів ковшових шлаків та ретельного очищення чавуну від високосірчистого шлаку.

Також рекомендовано для підвищення стабільності результатів, що досягаються при десульфурації чавуну в ВДЧ при встановленні необхідних витрат магнієвого реагенту для десульфурації чавуну, що забезпечує досягнення заданого кінцевого вмісту сірки, у вихідний вміст сірки за аналізом з льоток вводити поправки для ДП-2 і ДП-3: +0,009%, ДП4: +0,013%.

Висновки

Проведений на МК «Азовсталь» комплекс досліджень з вивчення особливостей зміни вмісту сірки в доменному чавуні, що поставляється для конвертерного переділу, показав, що для підвищення ефективності боротьби із сіркою важливо не допускати ресульфурацію при наливі чавуну в чавуновозні ковші на випусках із ДП та повернення сірки з чавуну в сталь у процесі конвертерного переділу.

На підставі результатів проведених досліджень розроблено комплекс заходів щодо раціоналізації ковшового шлакового режиму та коригування технологічної документації, спрямований на підвищення ефективності позапічної десульфурації та стабільності досягнутих результатів.

Перелік посилань

1. Закономірності змін складу шлаку і вмісту сірки в чавуні у технологічному ланцюзі «доменна піч – комплекс десульфурації - конвертер» / А. П. Шевченко, В. Г. Кисляков, Б. В. Двоскін, І. О. Маначин, С. А. Шевченко, Д. С. Зотов // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2022. Вип 36. С. 152-171. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-152-171.

2. Особенности шлакообразования в ковшах с жидким чугуном / Н. Т. Ткач, А. Ф. Шевченко, Д. В. Костенко, П. С. Лындя // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. 2004. Вып 8. С. 168-175.

3. О ресульфурации чугуна от выпуска из доменной печи до слива в конвертер / Л. П. Курилова, А. С. Булахтин, В. Г. Кисляков, А. Л. Руденко, Н. Т.

Ткач // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. 2010. Вып. 22. С. 96-105.

4. Освоить технологический процесс десульфурации чугуна на заводе «Азовсталь». Отчет по НИР. Номер госрегистрации 79025405. Днепропетровск : Институт черной металлургии НАН Украины, 1980. 112 с.

References

1. Shevchenko, A. P., Kislyakov, V. G., Dvoskin, B. V., Manachin, I. O., Shevchenko, S. A., & Zotov, D. S. (2022). Common factors of changes in slag composition and sulfur content in cast iron in the technological chain blast furnace – cast iron desulfurization complex – converter. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 36, 152-171. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-152-171

2. Tkach, N. T., Shevchenko, A. F., Kostenko, D. V., & Lyndya, P. S. (2004). Osobennosti shlakoobrazovaniya v kovshah s zhidkim chugunom. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 8, 168-175

3. Kurilova, L. P., Bulahtin, A. S., Kislyakov, V. G., Rudenko, A. L., & Tkach, N. T. (2010). O resul'furacii chuguna ot vypuska iz domennoj pechi do sliva v konverter. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 22, 96-105

4. Osvoit' tekhnologicheskij process desul'furacii chuguna na zavode "Azovstal". (1980). Otchet po NIR. Number of state registration 79025405. Dnepropetrovsk, Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine, 112 p

B. V. Dvoskin[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-2891-7833
I. O. Manachin[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9795-6751
V. H. Kislyakov[1], Ph. D. (Tech.), Head of Department, ORCID 0000-0002-1775-5050
S. A. Shevchenko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-1521-9665
V. P. Petrusha[1], Junior Researcher, ORCID 0000-0002-1031-3241
D. S. Zotov[2], Ph. D. (Tech.), Director of Technology and Quality

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

PECULIARITIES OF CHANGES IN SULPHUR CONTENT IN BLAST FURNACE CAST IRON SUPPLIED FOR BOF PROCESSING

Abstract. The aim of the work is to increase the efficiency and stability of the desulphurization process by blocking the resulfurization of pig iron in the process of technological operations for the preparation of blast furnace pig iron for converter processing at Azovstal Iron and Steel Works. Technological control of each of the technological operations on the route "blast furnace - desulphurization - slag pumping - mixer department" was performed, with sampling of pig iron, slag and chemical composition control to establish the actual sulfur content transferred from slag to pig iron in the process of pig iron release from the blast furnace to the iron ladles. The research carried out at Azovstal Iron and Steel Works in the process of iron discharge from blast furnaces and pouring into ladles includes 20 discharges or

53 ladles. The results obtained during the process control confirmed the previously established regularities that technological operations with desulphurized pig iron before it is poured into converters are not accompanied by pig iron resulfurization. It was found that the sulfur content in the mixers after the controlled portions of desulphurized pig iron were poured out, with almost no deviations (within the error of the rapid analysis), corresponded to the calculated values determined taking into account the mass of pig iron in the mixer and the sulfur content in it before overflow. Recommendations for corrections to the initial sulfur content for blast furnaces have been developed, which will increase the stability of the results achieved during the desulfurization of cast iron in the cast iron desulfurization department when setting the required consumption of magnesium reagent. The obtained results of the studies have shown that in order to increase the efficiency of technological and technical solutions for sulfur control, it is advisable to rationalize ladle slag regimes, including by adjusting the composition of ladle slag and thoroughly cleaning cast iron from high-sulfur slag.

Key words: desulphurization, cast iron, re-sulphurization, ladle, slag, mixer.

For citation: Dvoskin, B. V, Manachin, I. O., Kislyakov, V. H., Shevchenko, S. A., Petrusha, V. P., & Zotov, D. S. (2023). Peculiarities of changes in sulphur content in blast furnace cast iron supplied for BOF processing. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 175-183. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-175-183

Стаття надійшла до редакції збірника 12.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-184-200
УДК 669.16:669.785:669.02

В. Г. Кисляков[1], к.т.н., зав. відділу, ORCID 0000-0002-1775-5050
Д. М. Тогобицька[1], д.т.н., проф., зав. відділу, ORCID 0000-0001-6413-4823
Л. С. Молчанов[1], к.т.н., зав. відділу, ORCID 0000-0001-6139-5956
В. І. Єлісєєв[1], к.ф-м.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-4999-8142
Ю. М. Ліхачов[1], н.с.

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

АНАЛІЗ МОДЕЛЕЙ ПРОЦЕСІВ ПОЗААГРЕГАТНОГО ОБРОБЛЕННЯ ЧАВУНУ

Анотація. Метою роботи є виконання узагальнюючого аналізу досліджень щодо моделювання процесів позапічної обробки чавуну. Математичні моделі класифіковані відповідно до основних принципів моделювання. Приведено опис різних моделей, які будуються на різних засадах в залежності від їх типу та відмінності між ними. Проведено більш детальний аналіз деяких фундаментальних моделей та виразів, які були отримані при їх побудові. Наведено приклад моделей, що побудовані по експериментальним даним. Моделі нейронних мереж складаються зі штучних нейронів, які з'єднані один з одним за допомогою сполучних ваг, тобто параметрів моделі, у вигляді шарів. Нейрони – це набір математичних функцій, які модифікують вхідні дані для отримання оцінки бажаного результату. Велика кількість мережевих параметрів робить навчання нейронної мережі пов'язана обтяжливим обчислювальним процесом. Велика кількість мережевих зв'язкових ваг, які необхідно оптимізувати, при навчанні таких моделей зазвичай потребує велику кількість вхідних даних. Приведені вітчизняні досягнення в побудові математичних моделей процесу позапічної обробки чавуну. Описані принципи створення інтегрованої бази даних, що узагальнює інформацію про параметри самих різних технологій знесірнення чавуну, яка включає розроблений системний блок інформаційно-пошукової системи; розроблена концепція експертної системи прийняття рішень з управління технологічними процесами та вибір раціональної технології позапічної десульфурації чавуну; описаний варіант розробленого інформаційно-математичного забезпечення експертної системи модулем позапічної обробки чавуну зернистим магнієм та коінжекцією магнію і вапна; приведені отримані емпіричні рівняння для визначення кінцевого вмісту сірки у розплаві чавуну, а також вираз для оцінки питомої витрати металевого магнію в реагенті. Описані моделі, які присвячені чисельному та фізичному моделюванню явищ, які виникають у ковші під час інжектування, а також вивченню закономірностей газопорошкового потоку.

Ключові слова: десульфурація, чавун, модель, класифікація, аналіз.

Посилання для цитування: Аналіз моделей процесів позаагрегатного оброблення чавуну / В. Г. Кисляков, Д. М. Тогобицька, Л. С. Молчанов, В. І. Єлісєєв, Ю. М. Ліхачов // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної*

металургії. 2023. Вип. 37. С. 184-200. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-184-200

Стан питання. Позапічна десульфурація чавуну вже тривалий час є самостійним переробом видалення сірки у виробництві сталі. Сіркоочистку чавуну зазвичай проводять у ковші за допомогою реагенту, який або інжектують у металеву ванну, або додають на її поверхню. Типовими реагентами, що використовуються у промисловості, є магній (Mg), вапно (CaO), карбід кальцію (CaC_2), сода (Na_2CO_3) та їх суміші.

З появою інжекційної металургії в заводській практиці почали з'являтися дослідження, присвячені практичним аспектам десульфурації чавуну за допомогою інжекційної фурми. Розрізняють моно- та спільну ін'єкцію реагентів з використанням інертного газу-носія (наприклад, азот або аргон), вуглеводні, такі як природний газ. Існуючу раніше практику десульфурації в торпедних ковшах зараз замінила обробка у домених або заливальних ковшах, які дозволяють збільшити час перебування реагенту та полегшити видалення шлаку.

Процес моноінжєкції магнію розроблений в Інституті чорної металургії Академії наук України експлуатується в основному українськими та китайськими виробниками сталі. Використовується занурювальна фурма або оснащена випарною камерою, або без неї. Методи десульфурації чавуну шляхом механічного перемішування були впроваджені в Німеччині і Японії. Лопатева мішалка Rheinstahl лише частково занурена в металеву ванну для забезпечення турбулентного перемішування потоків у верхній частині металевої ванни. Процес реактора Канбара (KR) був розроблений компанією Nippon Steel та являє собою процес десульфурації чавуну, який використовує обертову занурену фурму, оснащену чотирма лопатями ротора при цьому реагент додається поверх металевої ванни, Процес KR дозволяє досягати низького вмісту сірки але характеризується більшими втратами металу і підвищеним вогнетривким зносом.

Оскільки отримання прямих вимірювань під час роботи ковша супроводжується відомими труднощами, першими були спроби прогнозувати загальну кінетику десульфурації в масштабі процесу за допомогою математичного моделювання. На додаток до термодинамічно-кінетичних аспектів дослідження були спрямовані на вивчення різних фізичних аспектів десульфурації чавуну, включаючи потоки рідини, змішування ванни, введення реагенту, і дисперсія реагентів.

При розробці кінетичних моделей основна увага зосереджена на моделюванні процесу десульфурації чавуну за допомогою керованого

емпіричними даними моделювання, а також підходу, що базується на механізмі хімічної реакції. У дослідженнях з чисельного та фізичного моделювання десульфурації чавуну увагу здебільшого зосереджено на описанні потоку рідини, змішуванні у ванні, дисперсії та проникненні частинок.

Про тип наведених вище моделей можна сказати, що вони мають структуру «білого» ящика, які дають вичерпні описи, що враховують динаміку тепло-, імпульсо- та масопереносу але мають обчислювальну складність. Більш обчислювально легкі підходи представлені як підходи зі зосередженими параметрами, які мінімізують дисперсію вихідних параметрів процесу. А для їх вичерпного опису треба великі обчислювальні ресурси. Існують роботи, в яких запропонована модель «чорного» ящика для процесу десульфурації на основі карбіду, реалізовану в виді нейронної мережі. Однак структура моделі «чорного» ящика не дозволяє вивчити питання фундаментального дослідження. Так виник підхід, який пропонує динамічну структурну модель «сірого» ящика.

Мета роботи. Узагальнюючий аналіз досліджень щодо моделювання процесів позапічної обробки чавуну.

Основні результати дослідження. Математичні моделі були класифіковані відповідно до основних принципів моделювання (Рис. 1). Фундаментальні моделі мають на меті описати динаміку процесу за допомогою фізико-хімічних основ і можуть бути розділені на три підкатегорії залежно від того, як описується кінетика. Моделі мінімізації вільної енергії системи припускають, що весь спостережуваний об'єм перебуває в термодинамічній рівновазі в будь-який момент. Моделі реакційного об'єму наближено описують гетерогенні реакції, враховуючи масообмін між об'ємом і одним або кількома реакційними об'ємами, які досягають своєї термодинамічної рівноваги в будь-який момент. У моделях реакційної рівноваги збереження імпульсу не враховується, а масові потоки між об'ємами вважаються довільними. Моделі реакції кінцевого об'єму розв'язують рівняння імпульсу в заданій геометрії і таким чином забезпечують фізичну основу для масових потоків між спостережуваними об'ємами; це, по суті, моделі обчислювальної гідродинаміки у поєднанні з кінетичними описами. Третьою основною категорією фундаментальних моделей є моделі поділу реакцій, які описують гетерогенні міжфазні реакції за допомогою теорії прикордонного шару. Ключовими параметрами таких реакцій є розмір міжфазної площі, ефективність масопереносу до та від поверхні розділу та швидкість міжфазної реакції. Для реакцій метал–шлак зазвичай можна припустити, що швидкість міжфазної реакції є набагато вищою, ніж стадії масообміну. У простих

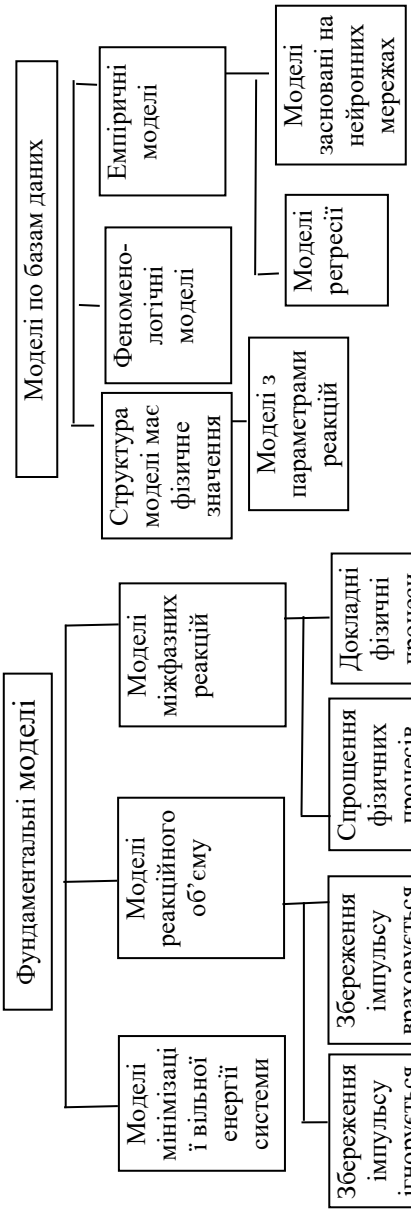


Рисунок 1 – Схематичне зображення запропонованої кластеризації моделей.

моделях інтерфейсу реакцій терміни масового переносу включені в постійну часу, яка залишається постійною для певних робочих умов. Моделі інтерфейсу реакцій, які спрямовані на опис зв'язку між швидкостями масообміну та міжфазними площами на основі робочих та технологічних параметрів, позначених моделями механізмів процесу.
Емпірічні моделі відрізняються від фундаментальних тим, що для моделей такого типу ідентифікація параметрів моделі проводилася певною мірою на основі даних процесу. Ступінь точності опису процесу залежить від рівня експертних знань, доступних у системі. Подальша кластерізація моделей, керованих даними, може бути зроблена на основі структури моделі, яка або походить від фізико-хімічних явищ (моделі параметризованих реакцій), або має загальну математичну форму (моделі лінійної регресії та моделі штучної нейронної мережі).

Однак керовані даними моделі з фізично значущою структурою відрізняються від суто механістичних моделей, оскільки моделі, які підпадають під цю категорію, містять деякі, зазвичай безрозмірні, параметри, які ідентифікуються на основі даних змішаних моделей.

Серед фундаментальних моделей можна виділити наступні. Модель, запропонована Oeters [1] зосереджена на реакції десульфурації на поверхні введених частинок реагенту. Модель враховувала як дифузію прикордонного шару, так і дифузію твердого тіла в шарі продукту реакції. Загальний показник виражався як:

$$\frac{d[\%S]}{dt} = -\frac{\dot{m}_{CaO} t_{p,res}}{m_{bath}} \frac{\rho_L}{\rho_{CaO}} \frac{D_S}{\delta} \frac{3}{\bar{r}_p} ([\%S] - [\%S]^*), \qquad (1)$$

де m_{CaO} -швидкість введення CaO, m_{bath} -маса ванни, ρ_L -густина гарячого металу, ρ_{CaO} густина CaO, r_p -середній радіус частинки, D_S -коефіцієнт дифузії маси сірки, δ -товщина дифузійного прикордонного шару, $t_{p,res}$ -час перебування частинок у металевій ванні.

Товщину дифузійного прикордонного шару визначали за допомогою кореляції Ранца–Маршалла. Міжфазний вміст сірки [%S]* було розв'язано чисельно шляхом встановлення молярного потоку переносу сірки в прикордонному шарі, що дорівнює твердотільній дифузії сірки в шарі CaS. Передбачалося, що товщина шару CaS відповідає параболічному закону.

Спроба створити модель, що поєднує термодинамічно-кінетичний опис десульфурації з полем швидкості, викликаним введенням реагенту, була опублікована Ель-Каддахом і Секелі [2]. Ця модель складалася з трьох компонентів: 1) розв'язок двовимірних турбулентних рівнянь Нав'є–Стокса, 2) динамічний баланс вмісту сірки та 3) співвідношення термодинамічної рівноваги.

$$Sh = \frac{\beta d_p}{D} = \left[2 + 0,4 \left(\frac{\dot{\varepsilon} d_p^4}{\nu^3} \right)^{1/4} Sc^{1/3} \right] \phi_p , \qquad (2)$$

де $\dot{\varepsilon}$ - швидкість дисипації енергії, ν - кінематична в'язкість, ϕ_p - кінематична в'язкість.

Динамічний баланс вмісту сірки був сформульований з використанням виразу швидкості першого порядку на основі теорії пограничного шару. Коефіцієнт масопередачі був описаний за допомогою моделі Сано, який описує масоперенесення зважених частинок у ванні із перемішуванням в барботажних колонах. Модель реакції Ель-Кадда та Секелі була підтверджена експериментальними вимірюваннями параметрів на 6-тонній лабораторній установки та у 40-тонному промисловому ковші.

Deo and Grieveson [3] запропонував математичну модель тигельних експериментів з десульфурації алюмінійвмісного розплавленого чавуну введенням суміші 40% CaO – 40% CaF_2 – 20% Al_2O. В цій моделі загальна швидкість десульфурації була визначена як сума швидкостей тимчасової та постійної реакцій. Швидкості були сформульовані на основі теорії прикордонного шару, припускаючи, що площа перехідної реакції відповідає площі поверхні частинок, а площа постійної реакції відповідає номінальній площі контакту метал-шлак. Коефіцієнт розподілу сірки був оцінений на основі результатів експериментів з тиглями, тоді як коефіцієнти масопередачі були розраховані за підходом Engh. Вони повідомили, що розраховані коефіцієнти масопередачі тимчасової та постійної реакцій були майже однаковими.

Фундаментальна модель, запропонована Deo and Boom [4] фокусується на десульфурації за допомогою CaC_2 у торпедному ковші. Загальна швидкість десульфурації вважається сумою постійних (метал-шлак) і тимчасових (метал-реагент) реакцій. Припускаючи гарне змішування в металевій ванні, швидкість постійної реакції була сформульована відповідно до виразу швидкості першого порядку, в якому передбачалося, що швидкість масопереносу контролюється масопереносом у дифузійному прикордонному шарі металевої фази.

Що стосується перехідної реакції, було зроблено подальше розрізнення між частинками, які проникли в металеву ванну, і тими, які залишилися захопленими бульбашками газу. Таким чином, загальний вираз для видалення сірки був сформульований як

$$\frac{d[\%S]}{dt} = -\frac{1}{V_{bath}} (a + b + c) , \qquad (3)$$

де V_{bath} - об'єм металевої ванни, тоді як a, b, c позначають швидкість постійної реакції, частинок, що проникли в металеву ванну, і частинок, захоплених бульбашками газу, відповідно.

$$a = A_{slag}\beta_L,$$

$$b = \frac{L\dot{m}_p}{\rho_S}(1-f_{p,b})\left[1-\exp\left(-\frac{6\beta_p t_{p,res}}{d_p L_S}\right)\right], \quad (4)$$

$$c = \frac{L\dot{m}_p}{\rho_S} f_{p,b}\left[1-\exp\left(-\frac{2,38}{d_b} m \frac{T_{bath}}{298}\frac{\beta_b t_{b,res}\dot{V}_{G,STP}\rho_S}{\dot{m}_p f_{p,b} L_S}\right)\right],$$

де A_{slag} - номінальна площа поверхні метал–шлак, β_L - коефіцієнт масопередачі на стороні металу постійної реакції, m_p - швидкість подачі частинок, ρ_S - щільність шлаку, $f_{p,b}$ - частка CaC_2 частинки, які знаходяться всередині бульбашок на межі метал - бульбашка, β_p - коефіцієнт масопередачі проникших частинок, $t_{p,res}$ - час перебування проникших частинок, d_p -діаметр частинок, L_S -коефіцієнт розподілу сірки, d_b -діаметр бульбашки, m =(безрозмірний) коефіцієнт ефективної площі, T_{bath} -температура ванни, β_b - коефіцієнт масопередачі захоплених частинок, $t_{b,res}$ час перебування бульбашок, $V_{G,STP}$ - об'ємна швидкість закачування газу-носія.

У прикладі розрахунку в якості реагенту CaC_2, внески постійного (a), часткового (b) і бульбашок (c) було показано, що це 30,6%, 41,8% і 27,6% відповідно.

Zou [5] запропонував модель десульфурації чавуну за допомогою CaC_2, Mg або їх суміші. Вважалося, що десульфурація, при застосуванні CaC_2 заснована на дії сірки, складається з тимчасових і постійних реакцій, тоді як реакції магнію з розчиненою сіркою були розділені на гетерогенну реакцію першого порядку з твердим Mg і очевидну гомогенну реакцію другого порядку з розчиненим Mg. Однією з нових особливостей моделі є те, що вона включає ефект змішування у ванні при десульфурації чавуну без врахування та вирішенні рівняння імпульсу. Загальна швидкість десульфурації для спільного введення CaC_2 і Mg було виражено як

$$\frac{d[\%S]}{dt} = \underbrace{-\frac{6\rho_L t_{res,p}\dot{V}_{G,tot}}{m_{bath}}\beta_p\left\{[\%S]\exp\left(-\frac{t_{mix}}{t_{inj}}\right)-[\%S]_b\right\}}_{\text{Перехідна реакція (Mg) з [S]}}$$

$$\underbrace{-0.4167K\rho_L[\%S]\exp\left(-\frac{t_{mix}}{t_{inj}}\right)[\%Mg]\exp\left(-\frac{t_{mix}}{T_{inj}}\right)}_{\text{Гомогенна реакція [Mg] з [S]}}$$

$$\underbrace{-\frac{6f_{p,L}\gamma_{CaC_2}\dot{m}_p t_{res,b}\rho_L}{\rho_S d_p m_{bath}}\beta_L\left\{[\%S]\exp\left(-\frac{t_{mix}}{t_{inj}}\right)-[\%S]_e\right\}}_{\text{Перехідна реакція <}CaC_2\text{> з [S]}} \qquad (5)$$

$$\underbrace{-\frac{A_{slag}\rho_S}{m_{bath}}\beta_S L_S\left\{[\%S]\exp\left(-\frac{t_{mix}}{t_{inj}}\right)-\frac{(\%S)}{L_S}\right\}}_{\text{Постійна реакція шлаку з [S]}}$$

де $\dot{V}_{G,tot}$ -загальна об'ємна швидкість потоку газу-носія та паров магнію, β_b -швидкість масопередачі до бульбашок, t_{mix} -час змішування, t_{inj} - час інжекції, $f_{p,L}$ -частка частинок, які проникли в металеву ванну, γ_{CaC_2} - масова частка CaC_2 в суміші реагентів, β_L - коефіцієнт масопередачі в чавуні, β_S -коефіцієнт масопередачі в шлаці K - константа.

Результати моделювання Zou припускають, що внесок CaC_2 і Mg у загальну швидкість десульфурації змінюється з часом. У досліджуваному випадку швидкість десульфурації CaC_2 зменшувалася майже лінійно як функція часу інжекції, тоді як крива десульфурації, що відноситься до Mg, мала приближено до параболічній траєкторії, яка перевершувала траєкторію CaC_2.

Visser запропонував модель десульфурації чавуну із сумісним введенням CaO та Mg. [6] У моделі процес десульфурації внаслідок введення CaO повністю пояснюється реакцією тимчасового металу з реагентом. Передбачалося, що введений Mg випаровується і розчиняється в металевій ванні, де він реагує на поверхні зародків MgS, тоді як припускається, що нерозчинена пара Mg потрапляє в газовий потік, утворений газом-носієм. Загальний баланс маси був записаний як

$$\frac{d[\%S]}{dt}=\left(\frac{d[\%S]}{dt}\right)_{CaS}+\left(\frac{d[\%S]}{dt}\right)_{MgS} \qquad (6)$$

де перший член праворуч позначає швидкість десульфурації за рахунок частинок CaO, тоді як другий член позначає швидкість десульфурації за рахунок частинок Mg.

$$\left(\frac{d[\%S]}{dt}\right)_{CaS} = -\frac{\dot{m}_{CaO} t_{res,p}}{m_{bath}} \frac{\rho_L}{\rho_{CaO}} \beta_{[S],CaO} \left(\frac{6}{d_{p,CaO}}\right) f_{p,L,CaO} \left([\%S]-[\%S]_{CaS}\right) \quad (7)$$

$$\left(\frac{d[\%S]}{dt}\right)_{MgS} = -\beta_{[S],MgS}\ a_{MgS} \left([\%S]-[\%S]_{MgS}\right) \quad (8)$$

де $\beta_{[S],CaO}$ - коефіцієнт масопередачі до частинок CaO, $f_{p,L,CaO}$ - частка проникших частинок CaO, $\beta_{[S],MgS}$ - коефіцієнт масопередачі до частинок MgS, a_{MgS} - питома поверхня частинок MgS у чавуні.

Як для частинок CaO, так і для Mg, коефіцієнт масопередачі розраховували за допомогою кореляції Ранца–Маршалла [7]. Через малий розмір частинок їх швидкість ковзання вважалася рівною нулю.

На практиці широке застосування мають моделі, що побудовані по наведеним даним. Модель Quinn [8] базувалася на регресії часткових найменших квадратів. Їх модель мала 14 вхідних змінних і використовувалася для поліпшення керованості десульфурації в торпедному ківші. Дослідження Bhattacharya [9] застосували аналіз головних компонентів до аналізу вибору вхідної змінної. Критерії відбору базувалися на перехресно перевірену суму квадратів помилок, яка в дослідженні називається сумою квадратів прогнозованої залишкової помилки. Змінними, які пояснюють найбільшу різницю у споживанні реагенту, були початковий, кінцевий, цільовий і змінний вміст сірки. Автор Vuolio [10] вивів параметризовану модель на основі апроксимації площі поверхні. Метою їхнього дослідження було виявити вплив розподілу частинок за розміром на швидкість реакції з використанням реагенту на основі вапна. В моделі виконувалася ідентифікація параметрів моделі на основі даних установки з десульфурації чавуну за допомогою реагентів на основі вапна в ковші. Автори припустили, що ефективна площа поверхні частинок набагато менша за номінальну площу поверхні частинок реагенту.

З ростом обчислювальних потужностей комп'ютерів стали можливим нейромережеві моделі. Моделі нейронних мереж складаються зі штучних нейронів, які з'єднані один з одним за допомогою сполучних ваг, тобто параметрів моделі, у вигляді шарів. Нейрони – це набір математичних функцій, які модифікують вхідні дані для отримання оцінки бажаного результату. Велика кількість мережевих параметрів робить навчання нейронної мережі обчислювально дуже інтенсивним процесом. Через велику кількість мережевих зв'язкових ваг, які необхідно оптимізувати, для навчання таких моделей зазвичай потрібна велика кількість вхідних даних. Оскільки нейронна мережа може виводити складні нелінійні вхідно-

вихідні зв'язки з навчальними даними, вона дозволяє ідентифікувати системи повністю «чорної скриньки», де немає інформації про механічну поведінку процесу. Розглянуто нейромережева модель на прикладі моделі для сульфідної ємності шлаку [11]. В цьому дослідженні визначена математична модель зі структурою «сірої скриньки». Ідентифікація моделі здійснюються за допомогою алгоритмів машинного навчання, а саме генетичних алгоритмів реального кодування, алгоритму Метрополіса-Хастинга і нейронних мереж. Процес ідентифікації розділений на дві окремі частини: навчання моделі «чорної скриньки» та ідентифікація моделі сірої скриньки». У цілому модель має послідовну архітектуру, в якій попередньо навчальний оцінщик на основі моделі «чорної скриньки» використовується для прогнозування сульфідної ємкості, а моделі «сірої скриньки» оцінюють траєкторію сірки під час обробки.
Процедура навчання відповідає принципам екстремальної навчальної машини, яка дозволяє значно скоротити час навчання в порівнянні з традиційним алгоритмом зворотного розповсюдження без істотного збитку для можливості мережі у відношенні узагальнення та оцінки.

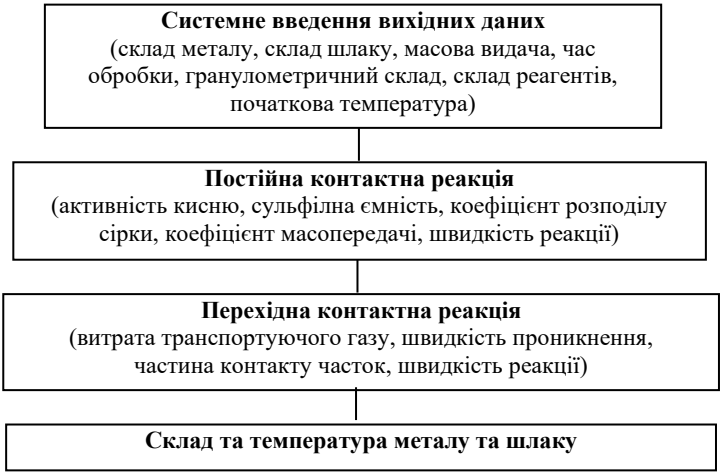


Рисунок 2 – Загальна структура моделі сірої скриньки.

Розглянута нейронна мережа була ідентифікована за допомогою мольних долей CaO, SiO_2, Al_2O_3, MgO і Na_2O, а також температури в якості вхідних змінних. Вибір змінної був заснований на доступних вимірюваннях компонентів шлаку в наборі даних процесу, тоді як інші доступні змінні були ігноровані, щоб уникнути невідповідності в прогнозах із-за відсутніх значень. Кількість скритних нейронів було

встановлено рівним 8, так як було виявлено, що це мінімізує помилку перехресної перевірки та забезпечує хорошу оцінку сульфідної ємності. Продуктивність цієї моделі була визнана достатньо хорошою, оскільки прогнози тестового набору привели до визначення коефіцієнта регресії = 0,88 і середньої абсолютної помилки = 0,25.

В Інституті чорної металургії НАН України сконцентровані вітчизняні дослідження щодо моделювання металургійних процесів. Створено інтегровану базу даних [12], що узагальнює інформацію про параметри розробленої системи, що пройшла численне промислове випробування на вітчизняних і зарубіжних умовах десульфурації чавуну зернистим магнієм. У комплексі з розробленою інформаційно-пошуковою системою забезпечується оперативний пошук інформації як у повному так і у будь-якому усіченому вигляді з вивантаженням даних в Excel форматі. У тому числі розроблена концепція експертної системи прийняття рішень з управління технологічними процесами та вибір раціональної технології позапічної десульфурації чавуну. Розроблено інформаційно-математичне забезпечення експертної системи модулем позапічної обробки чавуну зернистим магнієм та коінжекцією магнію і вапна. На основі аналізу технологічних даних отримано емпіричні рівняння для визначення кінцевого вмісту сірки у розплаві чавуну, а також вираз для оцінки питомої витрати металевого магнію в реагенті. Розроблені моделі для розрахунку питомої витрати реагентів покладені в основу алгоритму розрахунку показників процесу десульфурації чавуну. Вхідними параметрами є: температура чавуну, маса чавуну, хімічний склад чавуну і шлаку, вміст сірки початковий і кінцевий, частка магнію в реагенті.

Отримано вираз для оцінки питомої витрати металевого магнію в реальних умовах роботи установки позапічної десульфурації чавуну, який має вигляд:

$$
\begin{aligned}
&M_{Mg} = X1\cdot(X2+X3+X4-X5-X6),\\
&\text{де } X1 = 10,5475\cdot S_{поч} + \frac{0,00095}{S_{кон}};\quad X2 = \frac{M^{ф}_{чав}}{52,4};\\
&X3 = \frac{\left(T_{ф}-1325\right)}{100}\cdot\left(\frac{-159,397-(0,076\cdot T_{ф}-188,085)}{159,397}\right);\\
&X4 = (I_{ф}-5,26)\cdot 0,0979;\\
&X5 = (H_{ф}-1,86)\cdot\left(\frac{-108,63}{0,00004\cdot H_{ф}^{2}-0,0005\cdot H_{ф}-108,63}-1\right);\\
&X6 = \left(q^{ф}_{шл}-2,8\right)\cdot 0,019.
\end{aligned}
\qquad (9)
$$

Для прогнозу питомої витрати магнію при обробці сумішами Mg-CaO в 250-т заливних ковшах при заданому співвідношенні витрат реагентів Mg і CaO виведено рівняння для розрахунку питомої витрати реагентів, яке покладено в основу алгоритму підсистеми розрахунку показників процесу десульфурації чавуну з інжекцією магнію та вапна.

Розглянуто типи моделей присвячені чисельному та фізичному моделюванню явищ, які виникають у ковші під час інжектування, а також вивченню закономірностей газопорошкового потоку.

Farias and Irons [13] запропонував спрощену одновимірну числову модель газового потоку. У цій моделі всі змінні були усереднені по діаметру потока, який був визначений експериментально. Вважалося, що імпульс змінюється лише плавучістю, яка визначалася за допомогою одночастинкових коефіцієнтів лобового опору. Незважаючи на його простоту, деякі корисні результати були отримані щодо впливу порошку на потік рідини в газовому потоці (рис. 3) і показує приклад десульфурації гарячого металу CaC_2 використовуючи азот як газ-носій.

Farias and Irons зробили [14] узагальнення поведінки течії рідини струминних частинок газу, що має значення для десульфурації чавуну. Вони відзначили, що при високому вмісті частинок дрібні частинки зазвичай рухаються зі швидкостями, що відповідають швидкості газового потоку, і назвали цю поведінку пов'язаним потоком. Незв'язаний потік був описаний як потік, в якому навантаження частинок є низьким і прикордонні шари частинок більше не перекриваються.

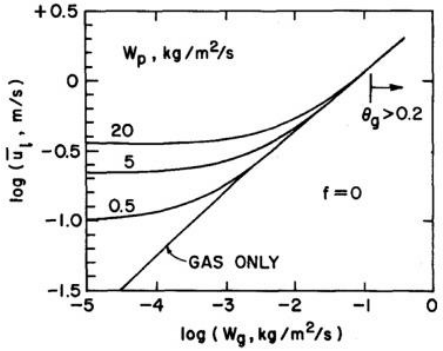


Рисунок 3 – Розрахована середня швидкість рідини в газовому потоці як функція масової швидкості газу (W_g) порошку (W_p) для системи чавун–CaC_2–N_2. Параметри: діаметр бульбашки = 0,05 м, діаметр частинок = 100 мкм, висота ванни = 1,5 м, ванна діаметр=2,2 м.

Додаткове роз'яснення було зроблено для опису поведінки проникнення. Коли зв'язаний потік газу і частинок проникає в рідину, результуючий режим потоку називається струминним, тоді як у разі незв'язаного потоку результуючий режим потоку рідини позначається як барботаж. Термін перехідний режим відноситься до режиму потоку рідини, який має характеристики як струминного, так і барботажного режимів.

В Інституті чорної металургії проведено гідрогазодинамічні дослідження рідкометалевої ванни під час інжекційного рафінування розплаву через занурювальну фурму на холодній моделі ковша [15]. Застосована методика комп'ютерного опрацювання відеокадрів процесу газорідинної взаємодії, що дало змогу провести кількісну оцінку ефективності газорозподілу в об'ємі рідиннометалевої ванни при вдуванні газопорошкового струменя під різним кутом. (рис. 4)

Показано, що найкращі показники газорідинної взаємодії в частині збільшення газовмісту і збільшення газовмісту та площі поверхні розділу фаз, а також зменшення нерівномірності розподілу цих параметрів за обсягом ковша мають місце за значень кута вдування, що лежать у діапазоні $\alpha=30^{o}\div60^{o}$.



Рисунок 4 – Кадри процесу інжектування на «холодній» моделі.

В Інституті чорної металургії виконаний великий обсяг досліджень по розробці математичної моделі для оцінки занурення частинок реагенту з газом у розплав чавуну під час десульфурації засобами холодного моделювання.

Закономірності поведінки та взаємодій двофазних струменів (транспортуючий газ+реагент) з розплавом чавуну складні, оскільки втрачаються індивідуальні динамічні характеристики окремої частинки. Також залишається незрозумілим, але важливим питання про співвідношення кількості частинок, що пішли вглиб металу, і частинок, що опинилися у спливаючому пузирі. Внаслідок цього, важливим є питання про занурення окремої частки, що летить, у розплав. З гідродинамічної точки зору задачі проникнення тіл у рідину відносяться до класичного типу гідродинамічних задач і актуальні й в наш час. На основі рівнянь гідро- і аеродинаміки, рівнянь Нав’є-Стокса розроблені математичні методи для знаходження динамічних характеристик тіла, що занурюється у рідину з урахуванням каверни, що за ним утворюється.

Процеси взаємодії твердих частинок реагенту з поверхнею газової порожнини в прифурменній зоні досліджено за результатами розрахункового моделювання [16] на основі спільного розв'язання рівнянь з варіюванням типу знесірчувального реагенту, діаметра частинок реагенту та швидкості їхнього руху.

$$h_{тв} = \frac{dW_{тв}}{dx} = \frac{\left[-0,5\cdot\pi\cdot r_{тв}^2\cdot C_x\cdot\rho_м\cdot W_{тв}^2\right]+\left[0,75\cdot\pi\cdot r_{тв}^3\cdot g\cdot(\rho_{тв}-\rho_м)\right]}{\left[0,75\cdot\pi\cdot r_{тв}\cdot(\rho_{тв}+0,5\cdot\rho_м)\right]\cdot W_{тв}}, \quad (10)$$

де C_x – коефіцієнт гідродинамічного опору сфери, $r_{тв}$ – радіус твердої частинки, $\rho_{тв}$ и $\rho_м$ – густини твердої частинки і розплаву чавуну, $W_{тв}$ – змінна швидкості руху частинки в розплаві.

Висновки

Зроблено огляд аналітичних, експериментальних та модельних досліджень десульфурації чавуну. З збільшенням даних, зростає інтерес до застосування методів, керованих даними, для підвищення точності прогнозування. Моделі, що керуються даними, виявилися ефективними, особливо при десульфурації чавуну, оскільки деякі явища процесу термодинамічної природи неможливо точно визначити кількісно за допомогою сучасних технологій.

Перелік посилань

1. Oeters F., Strohmenger P., Pluschkell W. Kinetik der Entschwefelung von Roheisenschmelzen mit Kalk und Erdgas. *Arch. Eisenhüttenwes*. 1973. Vol. 44. P. 727

2. El-Kaddah N., Szekely J. Mathematical model for desulphurization kinetics in argon-stirred ladles Ironmak. *Steelmak.* 1981. Vol. 8. P. 269–278.

3. Deo B., Grieveson P. Desulfurization of molten pig iron containing aluminium by powder injection. *Steel Res*. 1988. Vol. 59. P. 263.

4. Deo B., Boom R. *Fundamentals of Steelmaking Metallurgy*, Hertfordshire, United Kingdom: Prentice Hall International, 1993. 300 p.

5. Zou Z., Zou Y., Zhang L., Wang N. Mathematical Model of Hot Metal Desulphurization by Powder injection. *ISIJ International*. 2001. Vol. 41. P. 66-69.

6. Visser H.-J. PhD Thesis. The Hampering Effect of Precipitated Carbon on Hot Metal Desulfurization with Magnesium. Delft, the Netherlands: Delft University of Technology, 2016.

7. Ranz W., Marshall W. Evaporation from Drops. *Chemical Engineering Progress*. 1952. Vol. 48. P. 141-146.

8. Quinn S. L., Vaculik V. Improving the Desulfurization Process Using Adaptive Multivariate Statistical Modeling. *AISE Steel Technol. (USA)*. 2002. Vol. 79 No. 10. P. 37–41.

9. Bhattacharya T., Nag S., Lenka S. N. Analysis of DS Reagent Consumption Using Multivariate Statistical Modeling. *Tata Search*. 2004. Vol. 1. P. 215–223.

10. Vuolio T., Visuri V.-V., Sorsa A., Ollila S., Fabritius T. Application of a Genetic Algorithm Based Model Selection Algorithm for Identification of Carbide-Based Hot Metal Desulfurization. *Appl. Soft Comput. J*. 2020. Vol. 92, 106330.

11. Visuri V.-V., Vuolio T., Haas T., Fabritius T. A. Review of Modeling Hot Metal Desulfurization. *Steel Res. Int*. 2020. Vol. 91. No. 4, 1900454.

12. Информационно-математическое обеспечение технологии десульфурации чугуна / Тогобицкая Д. Н., Молчанов Л. С., Вергун А. С., Кисляков В. Г., Лихачев Ю. М., Ходотова Н. Е. // *Фундаментальные и*

прикладные проблемы черной металлургии. 2020. Вып. 34. С. 62–72.

13. Farias L. R., Irons G. A. A multi-phase model for plumes in powder injection refining processes *Metall. Trans. B*. 1986. Vol. 17, 77.

14. Farias L. R., Irons G. A. A Unified Approach to Bubbling-Jetting Phenomena in Powder Injection into Iron and Steel. *Metall. Trans. B*. 1985, Vol. 16, No. 2. P. 211–225.

15. Шевченко С. А., Шевченко А. Ф., Елисеев В. И. Закономерности внедрения частиц магния в расплав чугуна при вдувании через фурму без испарительной камеры на выходе. *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2008. Вып. 17. С. 111 – 115.

16. Єлісєєв В. І., Маначин І. О., Шевченко А. П., Шевченко С. А. Оцінка параметрів занурення частинок реагенту з газом у розплав при інжекційній позапічній десульфурації чавуну. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2022. Вип. 36. С. 172 – 181. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-172-181

References

1. Oeters, F., Strohmenger, P., & Pluschkell, W. (1973). Kinetik der Entschwefelung von Roheisenschmelzen mit Kalk und Erdgas. *Arch. Eisenhüttenwes*, 44, 727

2. El-Kaddah, N., & Szekely, J. (1981). Mathematical model for desulphurization kinetics in argon-stirred ladles Ironmak. *Steelmak*, 8, 269–78

3. Deo, B., & Grieveson P. (1988). Desulfurization of molten pig iron containing aluminium by powder injection. *Steel Res*., 59, 263

4. Deo, B. & Boom, R. (1993). *Fundamentals of Steelmaking Metallurgy*, Prentice Hall International

5. Zou, Z., Zou, Y., Zhang, L. & Wang, N. (2001). Mathematical Model of Hot Metal Desulphurization by Powder In jection. *ISIJ International*, 41, 66-69

6. Visser, H.-J. (2016). PhD Thesis. The Hampering Effect of Precipitated Carbon on Hot Metal Desulfurization with Magnesium, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands

7. Ranz, W. & Marshall, W. (1952). Evaporation from Drops. *Chemical Engineering Progress*, 48, 141-146

8. Quinn, S. L., & Vaculik, V. (2002). Improving the Desulfurization Process Using Adaptive Multivariate Statistical Modeling. *AISE Steel Technol. (USA)*, 79(10), 37–41

9. Bhattacharya, T., Nag, S., & Lenka, S. N. (2004). Analysis of DS Reagent Consumption Using Multivariate Statistical Modeling. *Tata Search*., 1, 215–223

10. Vuolio, T., Visuri, V.-V., Sorsa, A., Ollila, S., & Fabritius, T. (2020). Application of a Genetic Algorithm Based Model Selection Algorithm for Identification of Carbide-Based Hot Metal Desulfurization. *Appl. Soft Comput. J*., 92, 106330

11. Visuri, V.-V., Vuolio, T., Haas, T., & Fabritius, T. A. (2020). Review of Modeling Hot Metal Desulfurization. *Steel Res. Int*., 91(4), 1900454

12. Togobickaya, D. N., Molchanov, L. S., Vergun, A. S., Kislyakov, V. G., Lihachev, Yu. M., & Hodotova, N. E. (2020). Informacionno-matematicheskoe

obespechenie tekhnologii desul'furacii chuguna. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 34, 62–72

13. Farias, L. R., & Irons, G. A. (1986). A multi-phase model for plumes in powder injection refining processes. *Metall. Trans. B*, 17, 77

14. Farias, L. R., & Irons, G. A. (1985). A Unified Approach to Bubbling-Jetting Phenomena in Powder Injection into Iron and Steel. *Metall. Trans. B*., 16(2), 211–225

15. Shevchenko, S. A., Shevchenko, A. F., & Eliseev, V. I. (2008). Zakonomernosti vnedreniya chastic magniya v rasplav chuguna pri vduvanii cherez furmu bez isparitelnoj kamery na vyhode. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 17, 111-115

16. Yelisieiev, V. I., Manachyn, I. O., Shevchenko, A. P., & Shevchenko, S. A. (2022). Otsinka parametriv zanurennia chastynok reahentu z hazom u rozplav pry inzhektsiinii pozapichnii desulfuratsii chavunu. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 36, 172-181. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-172-181

V. H. Kislyakov[1], Ph. D. (Tech.), Head of Department, ORCID 0000-0002-1775-5050
D. M. Togobitskaya[1], D. Sc. (Tech.), Professor, Head of Department, ORCID 0000-0001-6413-4823
L. S. Molchanov[1], Ph. D. (Tech.), Head of Department, ORCID 0000-0001-6139-5956
V. I. Yelisieiev[1], Ph. D. (Pys.-Math.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-4999-8142
Y. M. Likhachov[1], Researcher

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

ANALYSIS OF MODELS OF NON-AGGREGATE CAST IRON PROCESSING PROCESSES

Abstract. The aim of this paper is to perform a generalized analysis of studies on modeling the processes of out-of-furnace treatment of cast iron. Mathematical models are classified according to the basic principles of modeling. A description of different models based on different principles is given, depending on their type and the differences between them. A more detailed analysis of some of the fundamental models and expressions obtained in their construction is carried out. An example of models built on experimental data is given. Neural network models consist of artificial neurons that are connected to each other by means of connecting weights, i.e., model parameters, in the form of layers. Neurons are a set of mathematical functions that modify the input data to obtain an estimate of the desired result. A large number of network parameters makes training a neural network a cumbersome computational process. The large number of network connection weights that need to be optimized when training such models usually requires a large amount of input data. The paper presents domestic achievements in the construction of mathematical models of the out-of-furnace iron treatment process. The principles of creating an integrated database that summarizes information on the parameters of various technologies for desulphurization of cast iron, including the developed system unit of the information retrieval system, are described; the concept of an expert system for making decisions

on process control and selection of a rational technology for out-of-furnace desulphurization of cast iron is developed; the variant of the developed information and mathematical support of the expert system with the module for out-of-furnace treatment of cast iron with granular magnesium and coinjection of magnesium and lime is described; the results of the study are presented. The paper describes the models devoted to numerical and physical modeling of the phenomena that occur in the ladle during injection, as well as to the study of the regularities of the gas-powder flow.

Key words: desulfurization, cast iron, model, classification, analysis.

For citation: Kislyakov, V. H., Togobitskaya, D. M., Molchanov, L. S., Yelisieiev, V. I., & Likhachov, Y. M. (2023). Analysis of models of non-aggregate cast iron processing processes. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 184-200. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-184-200

Стаття надійшла до редакції збірника 02.11.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-201-210
УДК 669.162.63

А. П. Шевченко[1], д.т.н., проф., пров.н.с., ORCID 0000-0003-0867-6825
І. О. Маначин[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-9795-6751
Б. В. Двоскін[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-2891-7833
С. А. Шевченко[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-1521-9665
О. М. Башмаков[2], к.т.н., провідний спеціаліст

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *ТОВ «Науково-дослідний і проектний інститут титану»*

РОЗРОБКА НОМОГРАМ ТА РОЗРАХУНКОВИХ МОДЕЛЕЙ ПИТОМИХ ВИТРАТ МАГНІЮ ТА ВМІСТУ СІРКИ В ЧАВУНІ ПРИ РІЗНИХ УМОВАХ ІНЖЕКЦІЙНОЇ ДЕСУЛЬФУРАЦІЇ ЧАВУНУ

Анотація. Побудовані та введені в експлуатацію експериментально-промислові та промислові установки і відділення десульфурації чавуну забезпечували в промислових умовах зниження вмісту сірки в чавуні в основі до 0,005-0,010 %. Метою роботи є надійноме прогнозування розрахунку необхідних витрат магнію з різних умов – вихідного вмісту сірки, маси чавуну та заданого кінцевого вмісту сірки для забезпечення скорочення витрат десульфураторів. Крім того важливим є прогнозування поточного вмісту сірки в чавуні залежно від витрат магнію для підвищення надійності досягнутих вмістів сірки в розплаві чавуну. Проведені розробки для оцінки закономірностей процесів позапічної десульфурації чавуна моноінжекцією зернистого магнію дозволили отримати розрахункові моделі для оцінки діючих та новозбудованих потужностей з десульфурації чавуна в ковшах різного розміру (40-350 т) при різних початкових вмістах сірки в чавуні (0,02-0,07 %) і вимогах до кінцевого вмісту сірки в чавуні (≤0,002-0,015 %). Наведено розрахункові моделі.

Ключові слова: десульфурація, чавун, ківш, моделі, витрата магнію.

Посилання для цитування: Розробка номограм та розрахункових моделей питомих витрат магнію та вмісту сірки в чавуні при різних умовах інжекційної десульфурації чавуну / А. П. Шевченко, І. О. Маначин, Б. В. Двоскін, С. А. Шевченко, О. М. Башмаков // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 201-210. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-201-210

Стан питання. Українська технологія процесу інжекційної десульфурації чавуну зернистим магнієм розроблена Інститутом чорної металургії та Інститутом титану спільно з рядом організацій та підприємств і вперше впроваджена на меткомбінатах "Азовсталь", ММК ім. Ілліча (м. Маріуполь) та "Запоріжсталь" [1, 2, 4-6, 9, 10].

Побудовані та введені в експлуатацію експериментально-промислові та промислові установки і відділення десульфурації чавуну забезпечували в промислових умовах зниження вмісту сірки в чавуні в основі до 0,005-0,010 % [2, 4, 8]. Пізніше цей процес отримав застосування і розвиток на цілому ряді підприємств Китаю, Фінляндії, Росії, України, Тайваню та М'янми, де були побудовані та введені в експлуатацію понад 100 промислових комплексів десульфурації чавуну та видалення шлаку в обсязі модернізованих сталеплавильних виробництв.

Перелік освоєних та застосовуваних комплексів десульфурації чавуну ін'єкційним введенням зернистого магнію подано в таблиці 1.

З таблиці 1 випливає, що практика промислового застосування технології десульфурації чавуну моноін'єкцією магнію включає 43 металургійні підприємства, 50 відділень десульфурації чавуну, 114 стендів десульфурації з загальною потужністю 112,3 млн. т знесірченого чавуну на рік.

Таблиця 1 - Перелік споруджених і освоєних комплексів десульфурації чавуну моноінжекцією зернистого магнію за українською технологією.

№ з/п	Назва підприємства, сталеплавильний завод	Кіл-сть ВДЧ Кіл-сть стендів	Проекна потужність, млн. т/рік
	Україна		
1	МК «Азовсталь» (дослідно-промислова установка)	1/2	0,25
2	МК ім. Ілліча	1/5	1,5
3	МК «Запоріжсталь»	1/4	1,0
4	МК «Криворіжсталь» 1/2	1/2	1,0
5	МК «Азовсталь»	1/10	4,0
6	Лутугинський завод прокатних валків, установка модифікування чавуну	1/1	0,015
	Китайська		
7	Уханьський МК, стальзавод № 1 стальзавод № 3	2/3	(3,8 +2,4) 6,2
8	Тайюаньський МК, новий стальзавод стальзавод № 1	2/4	(2,1+2,9)5,0
9	Пекинський МК, стальзавод № 2	1/2	2,8
10	Сянтаньський МК, стальзавод № 2 новий стальзавод	2/4	(2,4+2,9) 5,3
11	Ханданський МК, стальзавод № 1	1/1	1,0
12	Циньянський МК, стальзавод № 1	1/3	6,0
13	Тангшанський МК, стальзавод № 1 стальзавод № 2	2/4	(3,0+1,0) 4,0
14	Тяньзиньский МК, стальзавод № 1	1/1	0,8

Продовження табл. 1

№ з/п	Назва підприємства, сталеплавильний завод	Кіл-сть ВДЧ Кіл-сть стендів	Проекна потужність, млн. т/рік
15	Циндаоский МК, стальзавод № 1 стальзавод № 2	2/3	(1,0+1,0) 2,0
16	Линьюаньський МК, стальзавод № 1	1/3	2,0
17	Тонгхуанський МК, новый стальзавод	1/2	3,0
18	Саньминський МК, стальзавод № 1 новий стальзавод	2/3	(1,0+2,6) 3,6
19	Дачжоуський МК, стальзавод № 1	1/1	2,3
20	Лючжоуський МК, новий стальзавод	1/2	2,3
21	Ханчжоуський МК, доменний цех	1/2	2,6
22	Юаньлиньський МК, новий стальзавод	1/2	1,0
23	Жичжаоський МК, старий стальзавод, новий стальзавод	2/4	(3,0+1,9) 4,9
24	Сининський МК, новий стальзавод	1/1	0,8
25	Баотоуський МК, стальзавод № 3	1/2	2,2
26	Шаганський МК, новий стальзавод	1/3	3,8
27	Гуофенський МК, новий стальзавод	1/2	2,9
28	Хуайганський МК, новий стальзавод	1/2	2,6
29	Леншуйцяоський МК, новий стальзавод	1/2	1,8
30	Дзинсийський МК, стальзавод № 1	1/2	1,2
31	Наньчанський МК, новий стальзавод	1/2	1,6
32	Дзилинський МК, новий стальзавод	1/2	4,2
33	Сяньминський МК, стальзавод № 3	1/2	2,4
34	Тяньцзинь-Ляньхэський МК, новий стальзавод	1/2	4,2
35	Чуаньянський МК, новий стальзавод	1/2	2,5
36	Тяньцзинь-Юфаський МК, новий стальзавод	1/2	2,4
37	Циндаоський МК, новий стальзавод	1/2	2,5
38	Ляньюанганський МК, новий стальзавод	1/1	1,3
	Тайвань		
39	Концерн CSC	1/2	6,4
	Фінляндія		
40	Раутаруський МК	1/2	1,5
	Россия		
41	Новолипецький МК	1/10	4,0
42	МЗ «Свободный Сокол»	1/2	1,2
	Мьянма		
43	Стальзавод виплавки вуглецьвмісного полупродукта	1/1	0,2
Σ	43	50/114	112,3

Умови застосування позапічної десульфурації чавуну на цих підприємствах досить різноманітні: за масою чавуну в ковшах, за потрібними обсягами десульфурації, за початковим і необхідним кінцевим вмістом сірки, а також за потрібними та реалізованими циклами процесу десульфурації. Зазвичай вміст сірки в вихідному чавуні знаходиться в межах 0,03-0,06-0,07 %. Маса чавуну в ковшах становить від 40 до 350 т. Вміст сірки в чавуні після десульфурації зазвичай знаходиться в основному в межах 0,005-0,010 %, а частина чавуну виробляється з вмістом ≤0,002 %.

Мета роботи полягає в надійному прогнозуванні розрахунку необхідних витрат магнію з різних умов – вихідного вмісту сірки, маси чавуну та заданого кінцевого вмісту сірки для забезпечення скорочення витрат десульфураторів. Крім того важливим є прогнозування поточного вмісту сірки в чавуні залежно від витрат магнію для підвищення надійності досягнутих вмістів сірки в розплаві чавуну.

Основні результати дослідження. На підставі отриманих та наявних фактичних показників і параметрів десульфурації чавуну створена база даних, в якій зібрано понад 3000 контрольних обробок чавуну. Фактичні параметри включають масу чавуну в ковшах, початковий та отриманий кінцевий вміст сірки в чавуні, тривалість процесу десульфурації та циклу всіх операцій, витрати магнію на одиницю маси чавуну, зміну температур чавуну та ряд інших параметрів. На підставі цих даних розроблені номограми (рис. 1 і рис. 2) питомих витрат магнію, початкових і кінцевих вмістів сірки в ковшах різного розміру, а також емпірико-статистичні розрахункові моделі питомих витрат магнію.

Із діаграми на рисунку 1 випливає, що питомі витрати магнію збільшуються при зростанні початкового вмісту сірки, зменшенні необхідного кінцевого вмісту сірки та зменшенні маси чавуну в ковшах. На основі отриманих фактичних даних номограми на рисунку 1 розроблені розрахункові емпірико-статистичні моделі фактичних (і прогнозованих) питомих витрат магнію за різних умов рафінування чавуну. Ці розрахункові моделі подані у вигляді 12 виразів (1-12), наведених нижче:

$$q_{Mg}^{40-75;\,0,002} = 10{,}162\cdot[\mathrm{S}]_{вих.} + 0{,}3436 \quad (1)$$

$$q_{Mg}^{40-75;\,0,005} = 10{,}659\cdot[\mathrm{S}]_{вих} + 0{,}1693 \quad (2)$$

$$q_{Mg}^{40-75;\,0,010} = 10{,}197\cdot[\mathrm{S}]_{вих} + 0{,}1253 \quad (3)$$

$$q_{Mg}^{40-75;\,0,015} = 10{,}197\cdot[\mathrm{S}]_{вих} + 0{,}0652 \quad (4)$$

$$q_{Mg}^{80-120;\,0,002} = 10{,}380\cdot[\mathrm{S}]_{вих} + 0{,}2024 \quad (5)$$

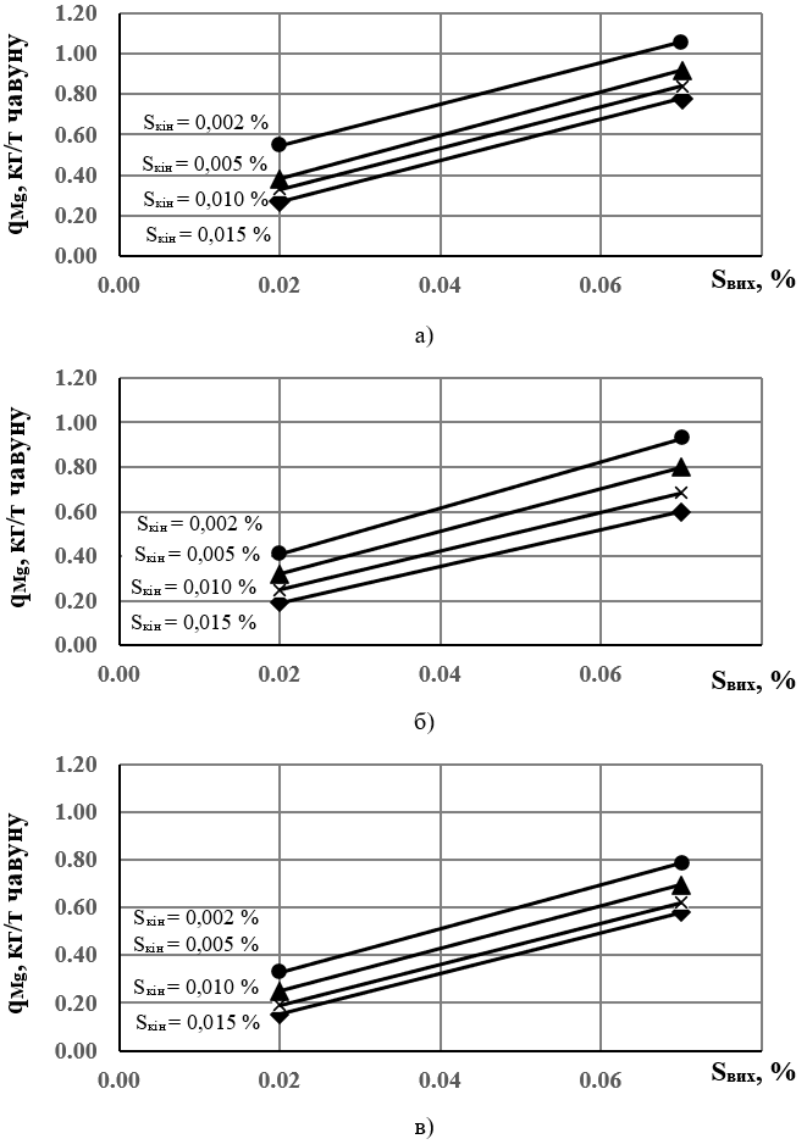


Рисунок 1 – Номограми залежності питомих витрат магнію (кг/т чавуну) від змінного початкового вмісту сірки ($S_{вих.}$) у чавуні та необхідних кінцевих вмістів сірки в чавуні (цифри біля кривих) в ковшах різного розміру: а) маса чавуну в ковші ≤75 т; б) маса чавуну в ковшах 80-120 т; в) маса чавуну в ковшах 140-350 т.

$$q_{Mg}^{80-120;\ 0,005} = 9,600 \cdot [S]_{вих} + 0,1280 \quad (6)$$

$$q_{Mg}^{80-120;\ 0,010} = 8,6667 \cdot [S]_{вих} + 0,0767 \quad (7)$$

$$q_{Mg}^{80-120;\ 0,015} = 8,1579 \cdot [S]_{вих} + 0,0289 \quad (8)$$

$$q_{Mg}^{140-350;\ 0,002} = 9,0982 \cdot [S]_{вих} + 0,1480 \quad (9)$$

$$q_{Mg}^{140-350;\ 0,005} = 8,8800 \cdot [S]_{вих} + 0,0724 \quad (10)$$

$$q_{Mg}^{140-350;\ 0,010} = 8,5876 \cdot [S]_{вих} + 0,0189 \quad (11)$$

$$q_{Mg}^{140-350;\ 0,015} = 8,5703 \cdot [S]_{вих} - 0,0199 \quad (12)$$

Індекси вгорі маса чавуну в ковші; кінцева сірка.

Розраховані за розробленими номограмами розрахункові моделі споживання магнію при фіксованих вимогах до кінцевого вмісту сірки у чавуні (≤0,002 %; 0,005 %; 0,010 %; 0,015 %) перевірені у широкій практиці на діючих комплексах десульфурації чавуна вдуванням магнію та при створенні нових комплексів ін'єкційного рафінування чавуна магнієм, забезпечуючи ступінь надійності 95 % і більше.

У практиці створення та впровадження процесу десульфурації чавуна вдуванням магнію потрібне надійне прогнозування очікуваних значень кінцевого вмісту сірки в чавуні при зміні початкового вмісту сірки в чавуні, споживання магнію на одиницю ваги чавуна та розміру ковшів, в яких відбувається десульфурація чавуна. З цією метою, використовуючи отриманий набір фактичних даних обробки чавуна в ковшах та встановлені функціональні зв'язки згідно з номограмами (рис. 1) і розрахунковими моделями 1-12, були розроблені номограми (рис. 2) і моделі 13-31 для прогнозування параметрів необхідних витрат магнію та кінцевого вмісту сірки в чавуні при змінюваних або поточних значеннях початкового вмісту сірки в чавуні, змінюваному споживанні магнію, різниці мас чавуна в ковшах.

Ці дані представлені на рис. 2 і відповідних розрахункових моделях 13-32.

$$S_{кін}^{40-75;\ 0,02} = 0,0615 \cdot e^{-5,731 \cdot qMg},\ \% \quad (13)$$

$$S_{кін}^{40-75;\ 0,03} = 0,204 \cdot e^{-7,177 \cdot q_{Mg}},\ \% \quad (14)$$

$$S_{кін}^{40-75;\ 0,04} = 0,4021 \cdot e^{-7,058 \cdot q_{Mg}},\ \% \quad (15)$$

$$S_{кін}^{40-75;\ 0,05} = 0,7741 \cdot e^{-6,941 \cdot q_{Mg}},\ \% \quad (16)$$

$$S_{кін}^{40-75;\ 0,06} = 1,4565 \cdot e^{-6,826 \cdot q_{Mg}},\ \% \quad (17)$$

$$S_{кін}^{40-75;\ 0,07} = 2,6802 \cdot e^{-6,712 \cdot q_{Mg}},\ \% \quad (18)$$

$$S_{кін}^{80-120;\ 0,02} = 0,1024 \cdot e^{-9,575 \cdot qMg},\ \% \quad (19)$$

$$S_{кін}^{80-120;\ 0,03} = 0,173 \cdot e^{-8,649 \cdot qMg},\ \% \quad (20)$$

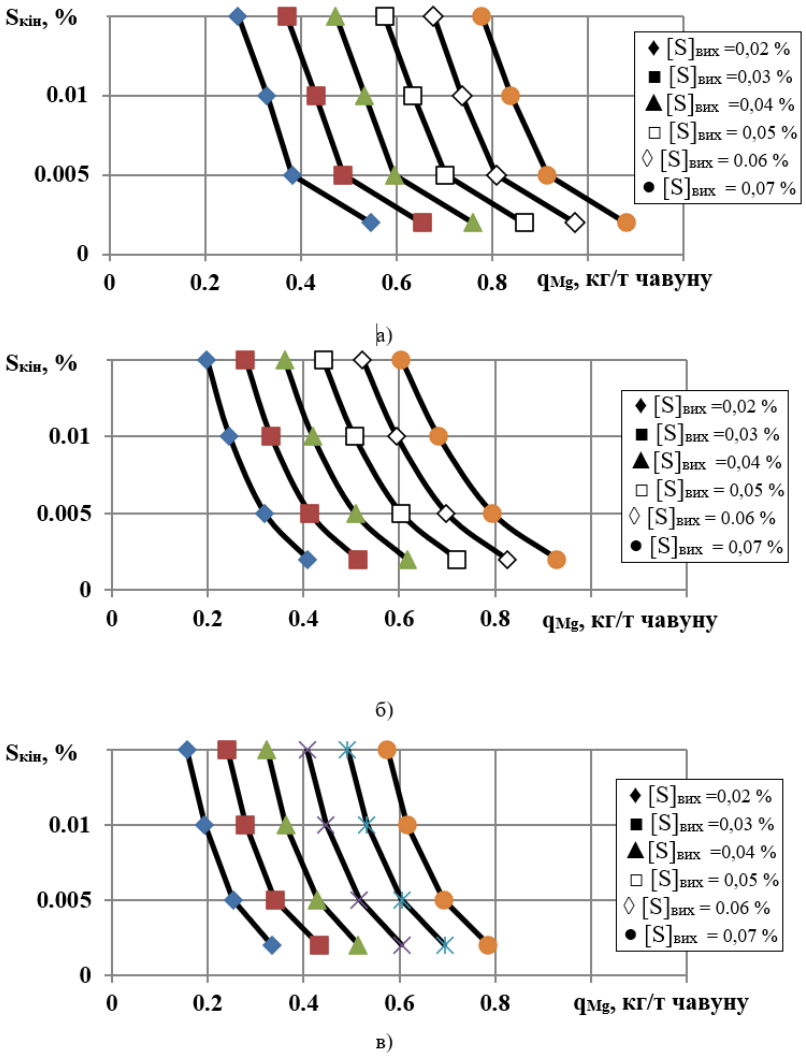


Рисунок 2 – Номограми залежності кінцевого вмісту сірки ($S_{кін.}$) від питомих витрат магнію (q_{Mg}) при різних початкових вмістах сірки (цифри біля кривих) в ковшах різного розміру: а) маса чавуна в ковші ≤75 т; б) маса чавуна в ковшах 80-120 т; в) маса чавуна в ковшах 140-350 т

$$S_{\text{кін}}^{80-120;\,0,04} = 0{,}2663 \cdot e^{-7{,}885 \cdot qMg},\ \% \quad (21)$$

$$S_{\text{кін}}^{80-120;\,0,05} = 0{,}3823 \cdot e^{-7{,}246 \cdot qMg},\ \% \quad (22)$$

$$S_{\text{кін}}^{80-120;\,0,06} = 0{,}5197 \cdot e^{-6{,}702 \cdot qMg},\ \% \quad (23)$$

$$S_{\text{кін}}^{80-120;\,0,07} = 0{,}6769 \cdot e^{-6{,}234 \cdot qMg},\ \% \quad (24)$$

$$S_{\text{кін}}^{140-350;\,0,02} = 0.0905 \cdot e^{-11{,}43 \cdot qMg},\ \% \quad (25)$$

$$S_{\text{кін}}^{140-350;\,0,03} = 0{,}1872 \cdot e^{-10{,}55 \cdot qMg},\ \% \quad (26)$$

$$S_{\text{кін}}^{140-350;\,0,04} = 0{,}4664 \cdot e^{-10{,}6 \cdot qMg},\ \% \quad (27)$$

$$S_{\text{кін}}^{140-350;\,0,05} = 0{,}9702 \cdot e^{-10{,}22 \cdot qMg},\ \% \quad (28)$$

$$S_{\text{кін}}^{140-350;\,0,06} = 1{,}9193 \cdot e^{-9{,}872 \cdot qMg},\ \% \quad (29)$$

$$S_{\text{кін}}^{140-350;\,0,07} = 3{,}6282 \cdot e^{-9{,}545 \cdot qMg},\ \% \quad (30)$$

Індекси вгорі маса чавуну в ковші; вихідна сірка.

Розроблені номограми та розрахункові моделі були практично перевірені на всіх діючих комплексах десульфурації чавуна. Підтверджена їхні правомірність. Ці результати роботи та дослідження стали невід'ємною частиною технічних та технологічних регламентів як діючих, так і новозбудованих потужностей з десульфурації чавуна.

Висновки

Проведені розробки для оцінки закономірностей процесів позапічної десульфурації чавуна моноінжекцією зернистого магнію дозволили отримати розрахункові моделі для оцінки діючих та новозбудованих потужностей з десульфурації чавуна в ковшах різного розміру (40-350 т) при різних початкових вмістах сірки в чавуні (0,02-0,07 %) і вимогах до кінцевого вмісту сірки в чавуні (≤0,002-0,015 %).

Перелік посилань

1. Воронова Н. А. *Лесульфурация чугуна магнием*. М.: Металлургиздат, 1982. 239 с.

2. *Внепечная десульфурация чугуна в ковшах. Технология, исследования, анализ, совершенствование* / Шевченко А. Ф., Маначин И. А., Вергун А. С. и др. Денепр : Днепро-ВАЛ, 2017. 252 с.

3. Смирнов А. Н., Зборщик А. М. *Внепечная обработка чугуна и стали*. Донецк : ДонНТУ. 237 с.

4. Кудрин В. А. *Внепечная обработка чугуна и стали*. М. : Металлургиздат, 1992. 335 с.

5. Шевченко А. Ф., Большаков В. И., Башмаков А. М. *Технология и оборудование десульфурации чугуна магнием в большегрузных ковшах*. Киев : Наукова думка, 2011. 207 с.

6. Shevchenko A. F., Bashmakov A. M., Vergun A. S., Manachin I. A., Kislyakov V. G., Trotsenko É. A., Yie, Liu Dong, Rui, Yang Jia. Modern High-Performance Complexes of Extra-Deep Desulphurization of Cast iron by Mono-

Injection of Magnesium. *Metallurgist*. 2019. Vol. 62. P. 965–973.

7. Оценка и промышленная проверка показателей процесса ковшевой десульфурации чугуна различными реагентами. *Весник КГИУ*. 2022. № 3. С. 12-28.

8. Шевченко А. Ф., Маначин И. А., Шевченко А. М. Технологии внепечной десульфурации чугуна. *Черные металлы*. 2015. № 3. С. 18-23.

References

1. Voronova, N. A. (1982). *Lesulfuratsyia chuhuna mahnyem*. Metallurhyzdat.

2. Shevchenko, A. F., Manachyn, Y. A., Verhun, A. S. et al. (2017). *Vnepechnaia desulfuratsyia chuhuna v kovshakh. Tekhnolohyia, yssledovanyia, analyz, sovershenstvovanye*. Dnepro-VAL

3. Smyrnov, A. N., & Zborshchyk, A. M. *Vnepechnaia obrabotka chuhuna y staly*. DonNTU

4. Kudryn, V. A. (1992). *Vnepechnaia obrabotka chuhuna y staly*. Metallurhyzdat

5. Shevchenko, A. F., Bolshakov, V. Y., & Bashmakov, A. M. (2011). *Tekhnolohyia y oborudovanye desulfuratsyy chuhuna mahnyem v bolshehruzпыkh kovshakh*. Naukova dumka

6. Shevchenko, A. F., Bashmakov, A. M., Vergun, A. S., Manachin, I. A., Kislyakov, V. G., Trotsenko, É. A., Yie, Liu Dong, Rui, Yang Jia. (2019). Modern High-Performance Complexes of Extra-Deep Desulphurization of Cast iron by Mono-Injection of Magnesium. *Metallurgist*, 62, 965–973

7. Otsenka y promyshlennaia proverka pokazatelei protsessa kovshevoi desulfuratsyy chuhuna razlychnыmy reahentamy.(2022). *Vesnyk KHYU*, 12-28

8. Shevchenko, A. F., Manachyn, Y. A., & Shevchenko, A. M. (2015). Tekhnolohyy vnepechnoi desulfuratsyy chuhuna. Chernye metally, (3),18-23

A. P. Shevchenko[1], D. Sc. (Tech.), Professor, Leading Researcher, ORCID 0000-0003-0867-6825
I. O. Manachin[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9795-6751
B. V. Dvoskin[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-2891-7833
S. A. Shevchenko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-1521-9665
O. M. Bashmakov[2], Ph. D. (Tech.), Director of Technology and Quality

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *LLC «Research and Design Titanium Institute»*

DEVELOPMENT OF NOMOGRAMS AND CALCULATIVE MODELS FOR SPECIFIC MAGNESIUM CONSUMPTION AND SULFUR CONTENT IN IRON UNDER DIFFERENT CONDITIONS OF INJECTION HOT METAL DESULFURIZATION

Abstract. Built and put into operation experimental industrial and industrial installations and cast iron desulfurization departments ensured a reduction of sulfur content in cast iron to 0.005-0.010% in industrial conditions. The purpose of the work is to reliably predict the calculation of the necessary consumption of magnesium from various conditions - the initial sulfur content, the mass of cast iron and the given final

sulfur content to ensure the reduction of desulfurization costs. In addition, it is important to predict the current content of sulfur in cast iron depending on the consumption of magnesium in order to increase the reliability of the achieved content of sulfur in molten iron. The developments carried out to assess the regularities of the processes of out-of-furnace desulfurization of cast iron by monoinjection of granular magnesium made it possible to obtain calculation models for the assessment of existing and newly built capacities for desulfurization of cast iron in ladles of different sizes (40-350 t) at different initial sulfur contents in cast iron (0.02-0.07 %) and requirements for the final content of sulfur in cast iron (≤0.002-0.015%). Calculation models are presented.

Key words: desulfurization, cast iron, ladle, models, magnesium consumption.

For citation: Shevchenko, A. P., Manachin, I. O., Dvoskin, B. V., Shevchenko, S. A., & Bashmakov, O. M. (2023). Development of nomograms and calculative models for specific magnesium consumption and sulfur content in iron under different conditions of injection hot metal desulfurization. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 201-210. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-201-210

Стаття надійшла до редакції збірника 10.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-211-219
УДК 669.184.244.66:669.184.235.083.133

Т. С. Голуб[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-9269-2953
Л. С. Молчанов[1], к.т.н., зав. відділом, ORCID 0000-0001-6139-5956
С. І. Семикін[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-7365-2259
П. Г. Прокопенко[1], головний метролог

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

ВСТАНОВЛЕННЯ РАЦІОНАЛЬНИХ РЕЖИМІВ ВЗАЄМОДІЇ ГАЗОВОГО СТРУМЕНЯ ТА ЕЛЕКТРИЧНОГО РОЗРЯДУ ДЛЯ РОЗРОБКИ МЕТОДУ ЛЕГУВАННЯ ГАЗОПОДІБНИМ НІТРОГЕНОМ ПРИ ВИКОРИСТАННІ ЕЛЕКТРИЧНОЇ АКТИВАЦІЇ

Анотація. Сьогодення металургійної галузі, як основного виробника конструкційного матеріалу, ставить нові підвищені вимоги до експлуатаційних якостей сталей, які зумовлюють надійність та довговічність деталей та конструкцій. Способи поліпшення властивостей сталей досить різноманітні, проте важливе місце серед них займає легування, у тому числі нітрогеном, введення якого дозволяє зменшити у сплавах вміст більш вартісних елементів при збереженні необхідної міцної структури та високих корозійних характеристик сплавів, пластичності тощо. Нітроген достатньо розповсюджений хімічний елемент і як легуючий відомий давно, проте широкому використанню заважає його обмежена розчинність у залізних сплавах, особливо при високому вмісті інших компонентів. Для підвищення розчинності нітрогену використовують різні способи активізації газу. Авторами було досліджено варіант активізації шляхом створення електричного розряду на фізичному стенді. Моделюванню підлягала ділянка між фурмою, для подачі продувного газу, та пристроєм активізації газу шляхом створення електричного розряду між електродами. Встановлено, що для забезпечення електричної активізації нітрогенвмісного газового струменя можливо створювати електричний дуговий чи розгалужений іскровий розряд, різновид якого залежить від відстані між електродами. Задля забезпечення ефективної взаємодії газового потоку з електричним розрядом необхідно забезпечити тиск газу на рівні 0,8-1,2 атм, а продувний пристрій розташовувати на висоті над електричним розрядом на рівні 20-40 калібрів. Дотримання зазначених параметрів дозволить забезпечити ефективну взаємодію газового струменя з електричним розрядом у формі електричної дуги, або іскрового розгалуженного розряду.

Ключові слова: легування, газоподібний нітроген, активізація електричним розрядом, фізичне моделювання.

Посилання для цитування: Встановлення раціональних режимів взаємодії газового струменя та електричного розряду для розробки методу легування газоподібним нітрогеном при використанні електричної активації / Т. С.

Голуб, Л. С. Молчанов, С. І. Семикін, П.Г. Прокопенко // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 211-219. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-211-219

Стан питання. Стрімкий розвиток технічного прогресу у всіх галузях за останні десятиліття потребує ґрунтовної підтримки якісними конструкційними матеріалами, основу яких все ще складають сталі різного сортаменту. Одним із широковживаних засобів підвищення механічних властивостей сталевих виробів є легування. При цьому окреме важливе місце серед безлічі легуючих компонентів займає нітроген завдяки властивостям розширення γ- ділянки діаграми стану Fe-C й значного підвищення механічних властивостей сталей [1]. Нержавіючі сталі, леговані нітрогеном, перевершують за міцністю, в'язкістю та корозійною стійкістю традиційні нержавіючі сталі [2-5]. Легування нітрогеном нержавіючих сталей дозволяє зменшити в них вміст нікелю та марганцю в 1,5 – 2 рази, а в деяких випадках взагалі виключити ці елементи при одночасному збереженні службових властивостей на відповідному рівні. Леговані нітрогеном безнікелеві сталі, що застосовуються в медицині для виготовлення хірургічного інструменту та імплантатів мають підвищену міцність, зносостійкість і не викликають негативних явищ і алергічних реакцій в людському організмі. Нержавіючі мартенситні та феритні сталі, леговані нітрогеном, при відповідній термічній і термопластичній обробці мають підвищену міцність, корозійну стійкість і поліпшену технологічну пластичність при високих і низьких температурах.

Проте, ефективність легування нітрогеном безпосередньо залежить від інтенсивності процесів розчинення його у розплаві (при розгляданні як основного з точки зору екологічності видобутку та використання способу його введення шляхом продувки крізь фурму). Агрегатний стан нітрогену при кімнатній температурі й вище – газоподібний, тому легування нітрогеном при виплавці сталей у звичайних металургійних агрегатах обмежується верхньою межею розчинності нітрогену у сталі при температурі ліквідус [5-7]. Наприклад, при вдуванні нітрогену у 200 т ківш крізь верхню погружну фурму при витраті 6-12 м^3/год приріст вмісту нітрогену у металі за 5-15 хв продувки складає 0,001-0,004%, а при вдування крізь донні фурми із витратою 45-60 м^3/год - приріст вмісту нітрогену складає до 0,02-0,03 % [8]. Тому для інтенсифікації розчинення нітрогену із газової фази, наприклад, у індукційній плавці під тиском використовують низькотемпературну плазму нітрогенвмісних газових сумішей [9-10].

Мета роботи. Виходячи з наведеної вище інформації, дослідження впливу різних факторів на розчинність і засвоєння нітрогену у

газоподібному стані є досить важливим та актуальним питанням, бо, не дивлячись на наявну кількість вже виконаних у цьому напрямку досліджень, ще є досить великий обсяг недосліджених питань. А саме можливість попередньої активізації електричним розрядом різного типу нітрогенвмісного струменя для покращення показника розчинності у залізовуглецевому розплаву. Задачею експерименту було визначення режимів, які забезпечують стабільну взаємодію струменю газоподібного реагенту з електричним розрядом у різних формах (електрична дуга, іскровий розгалужений електричний розряд, відсутність розряду): відстань між електродами; відстань від сопла до електричної дуги; тиск газу.

Основний матеріал досліджень. За ідею було узято попередню активізацію до взаємодії з металевим розплавом нітрогенвмісного газового потоку шляхом створення на його шляху електричного розряду (дугового та іскрового розгалуженого). Дослідження передбачало використання створеної лабораторної установки спеціальної конструкції (рис. 1), відповідно до якої електричний розряд створювали між електродами, які можна було переміщувати один відносно одного, та продувку нітрогенвмісним реагентом здійснювали крізь сопло, розташоване таким чином, що струмінь газу проходив крізь електричний розряд.

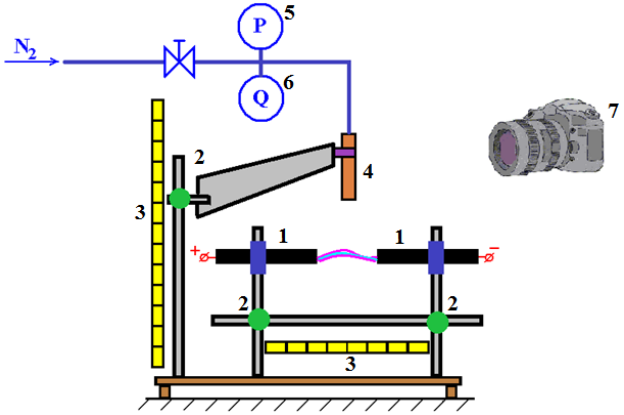


Рисунок 1 – Схема експериментальної установки для визначення раціональних режимів взаємодії електричного розряду з потоком нітрогенвмісного реагенту: 1 - графітові електроди; 2 - кронштейни з можливістю фіксованого переміщення; 3 - маркери лінійного переміщення; 4 - сопло діаметром 4 мм; 5 - манометр; 6 - ротаметр; 7 - пристрій відео фіксації.

В ході експерименту було проведено три серії дослідів з визначення впливу відстані між електродами при відсутньому тиску, при сталому розміщенні сопла над електродами в стаціонарному положенні; при змінній витраті нітрогену; при сталій витраті нітрогену та сталій відстані між електродами змінне положення сопла. Серії експериментів при різному співвідношенні вказаних факторів фіксувалися на відео зйомку.

Перехід від одного стану електричного розряду до іншого фіксувався як зміна візуальних характеристик електричного розряду (рис. 2) [11].

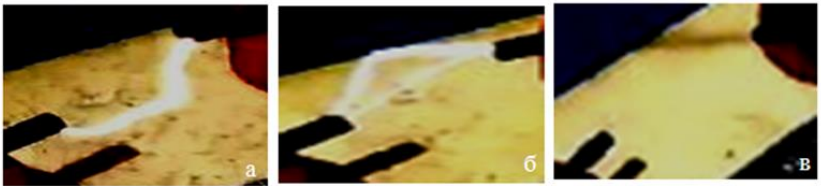


Рисунок 2 – Візуальні характеристики електричного розряду при фіксації на відеозйомку: а – електрична дуга; б – розгалуженний іскровий електричний розряд; в – відсутність електричного розряду.

Відповідно до даних представлених на рис. 2 можна відзначити, що режим електричної дуги характеризується наявністю одного об'ємного розряду, який виникає між електродами та переміщується у площині, що проходить через електроди. Стосовно режиму іскрового розгалуженого розряду: розряд візуально характеризується наявністю більше одного електричного розряду, які рухаються в тих же площинах та періодично змінюють напрямок руху. Режим відсутності електричного розряду характеризується відсутністю візуальних змін середовища між електродами.

Дослідження впливу відстані між електродами на характеристику електричного розряду дозволили встановити режими, які визначають перехід від електричної дуги до іскрового розгалуженого розряду (рис. 3). Дослідження проводилося в умовах відсутності продувки газом. Змінювалося положення електродів один відносно одного.

Відповідно до даних, наведених на рис. 3 встановлено, що при використанні графітових електродів діаметром 3 мм зміна характеристик електричного розряду обумовлена зміною відстаней між електродами й характеризується протіканням електричної дуги на дистанції до 30 мм; іскрового розгалуженого розряду від 30 до 50 мм та відсутністю електричного розряду при відстані більше 50 мм.

Наступним етапом досліджень було встановлення впливу тиску струменя газу, що позиціонується перпендикулярно до електричного

розряду й витікає зі стаціонарно встановленого сопла на відстані 40 калібрів від електричної дуги. Досліджувався вплив газового струменя на електричну дугу (відстань між електродами 20 мм) та на іскровий розгалужений електричний розряд (відстань 40 мм). Результати дослідження узагальнені на рисунку 4. Відповідно до даних, наведених на рисунку, встановлено, що для режиму взаємодії газового струменя з електричною дугою спостерігається її збереження при тиску газу до 1,2 атм. При збільшені тиску газу від 1,2 до 2,0 атм відбувається процес формування розгалуженого електричного розряду. Це обумовлено збільшенням щільності середовища внаслідок чого відбувається руйнування електричної дуги та утворення декількох розрядних контурів. З подальшим збільшенням тиску газу вище 2 атм зростає швидкість газу до звукової, що призводить до відсутності умов для формування електричного розряду навіть у формі розгалуженого іскрового і електричний розряд зникає.

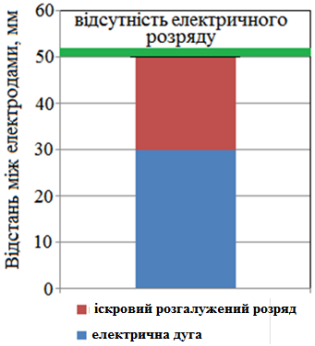


Рисунок 3 – Результати досліджень з визначення впливу відстані між електродами на характеристику електричного розряду.

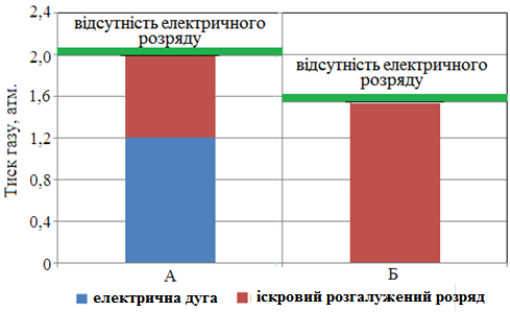


Рисунок 4 – Результати досліджень з визначення впливу тиску струменя газу, що витікає зі стаціонарно розміщеного сопла відносно електродів на характеристику електричного розряду: А – електрична дуга; Б – іскровий розгалужений розряд.

Що стосується режиму взаємодії газового струменя, який витікає зі стаціонарно встановленого відносно електродів сопла, то іскровий розгалужений розряд існує при тиску до 1,5 атм. В подальшому зі зростанням тиску розряд зникає в зв'язку з переходом роботи сопла в понадзвуковий режим.

Результати досліджень з визначення впливу висоти розміщення сопла відносно електричної дуги при тиску 1,5 атм для режимів взаємодії з електричною дугою та іскровим розгалуженим електричним розрядом (відстані між електродами аналогічні

попередньому дослідженню) представлені на рисунку 5.

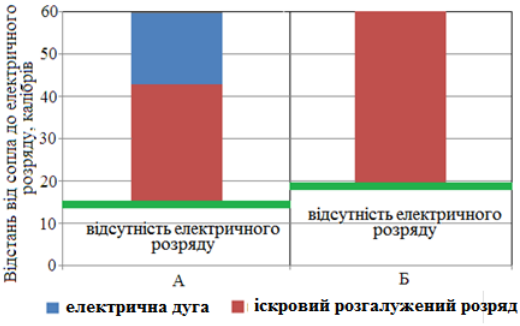


Рисунок 5 – Результати досліджень з визначення впливу положення сопла відносно електричної дуги на характеристику електричного розряду: А – електрична дуга; Б – іскровий рогалужений розряд.

Аналіз даних, наведених на рис. 5, дає змогу зробити висновок про те, що при відстані 15 та 20 калібрів відповідно для електричної дуги та іскрового розгалуженого розряду відсутні умови для формування електричної дуги. Це зумовлено високою щільністю та швидкістю газового потоку, що діє на проміжок між електродами. На відстанях 15-42 калібри для електричної дуги спостерігається режим іскрового розгалуженого розряду. А зі збільшенням відстані до електродів фіксується стійка електрична дуга. У разі дослідження розгалуженого електричного розряду встановлено, що на відстані від 20 калібрів і вище розряд зберігається.

Висновки

Відповідно до проведених стендових досліджень особливостей взаємодії газового струменя та електричного розряду різного характеру, який формується між двома електродами, розташованими перпендикулярно до продувного пристрою, можна зробити наступні рекомендації стосовно раціонального режиму взаємодії газового струменя нітрогенвмісного газу з електричним розрядом для підвищення його хімічної активності:

1) для забезпечення електричної дуги між графітовими електродами діаметром 3 мм необхідно забезпечити відстань між ними на рівні 10-20 мм;

2) для забезпечення іскрового розгалуженного електричного розряду між графітовими електродами діаметром 3 мм необхідно забезпечити відстань між ними на рівні 30-40 мм;

3) для забезпечення ефективної взаємодії газового потоку з електричним розрядом необхідно забезпечити тиск газу на рівні 0,8-1,2 атм;

4) з метою забезпечення стабільного існування електричного розряду необхідно забезпечити висоту розміщення газового сопла над

електричним розрядом на рівні 20-40 калібрів.

Дотримання зазначених параметрів дозволить забезпечити ефективну взаємодію газового струменя з електричним розрядом у форму електричної дуги, або іскрового розгалуженного розряду.

Перелік посилань

1. Simmons J. W. Overview: high-nitrogen alloying of stainless steels. *Materials Science and Engineering: A*. 1996. Vol. 207. Iss. 2. P. 159-169.

2. Nitrogen as an alloying element improving material properties of the high carbon cast steel for ball mill liner plates / Józef Gawlik, Jerzy Schmidt, Tomasz Nowak, Zygmunt Wójcicki, Andrzej Zagórski // *Archives of Civil and Mechanical Engineering*. 2017. Vol. 17. Iss. 4. P. 926-934.

3. Kostina M. V., Bannykh O. A., Blinov V. M. Special Features of Steels Alloyed with Nitrogen. *Metal Science and Heat Treatment*. 2000. Vol. 42, Iss. 11. P. 459-462.

4. Richard P. Reed Nitrogen in austenitic stainless steels. *JOM*. 1989. Vol. 41. P. 16-21.

5. Морозов А. И. *Водород и азот в стали*. М. : Металлургиздат, 1968. 280 с.

6. Pelke R. D., Elliot I. F. The Solubiliny of Nitrogen in Liquid Iron Alloys. *Transaction of the Metallurgical Society of AIME*. 1963. Vol. 227. № 5. P. 849-855

7. Казачков Е. А. *Расчеты по теории металлургических процессов*. М. : Металлургия, 1988. 288 с.

8. Разработка технологии внепечной обработки рельсовой стали в агрегате ковш-печь/ Р. А. Гизатулин, Л. А. Годик, Н. А. Козырев, А. П. Данилов // *Электрометаллургия*. 2008. № 2. С. 11-13.

9. Рашев Ц. Создание лабораторних и промышленных установок для одностадийного производства высокоазотистой стали. *Электрометаллургия*. 2004. № 2. С. 6-10.

10. Жекова Л., Рашев Ц. Исследование возможности создания высокоазотистых сталей с использлванием метода плавки во взвешанном состоянии под високим давленим. *Металлург*. 2007. № 2. С. 37-41.

11. Засельский А. М. *Електрическая дуга отключения*. М. : Государственное энергетическое издательство, 1963. 267 с

References

1. Simmons, J. W. (1996). Overview: high-nitrogen alloying of stainless steels. *Materials Science and Engineering: A*, 207(2),159-169

2. Gawlik, J., Schmidt, J., Nowak, T., Wójcicki, Z., & Zagórski, A. (2017). Nitrogen as an alloying element improving material properties of the high carbon cast steel for ball mill liner plates. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 17(4), 926-934

3. Kostina, M. V., Bannykh, O. A., & Blinov, V. M. (2000). Special Features of Steels Alloyed with Nitrogen. *Metal Science and Heat Treatment*, 42(11), 459-462

4. Richard, P. (1989). Reed Nitrogen in austenitic stainless steels. *JOM*, 41, 16-21

5. Morozov, A. I. (1968). *Vodorod i azot v stali* [Hydrogen and nitrogen in steel]. Metalurgizdat [in Russian]

6. Pelke, R. D., & Elliot, I. F. (1963). The Solubiliny of Nitrogen in Liquid Iron Alloys. *Transaction of the Metallurgical Society of AIME*, 227(5), 849-855

7. Kazachkov, Ye. A. (1988). *Raschety po teorii metalurgicheskih protsessov* [Calculations based on the theory of metallurgical processes]. Metallurgy [in Russian]

8. Gizatulin, R. A., Godik, L. A., Kozyrev, N. A., & Danilov, A. P. (2008). Razrabotka tehnologii vnepechnoy obrabotki relsovoy stali v aggregate kovsh-pech [Development of technology for out-of-furnace processing of rail steel in a ladle-furnace unit]. *Electrometallurgy*, (2), 11-13 [in Russian]

9. Rashev Ts. Sozdanie laboratornyh I promyshlenyh ustanovok dlia odnostadiynogo proizvodstva vysokoazotistoy stali [Creation of laboratory and industrial installations for one-stage production of high-nitrogen steel] // Electrometallurgy. – 2004.-№2.-P.6-10 [in Russian]

10. Zhekov, L., & Rashev, Ts. (2007). Issledovanie vozmoznosti sozdaniia vysokoazotistyh staley s ispolzovaniem metoda plavki vo vzveshannom sostoyanii pod vysokim davleniem [Study of the possibility of creating high-nitrogen steels using the flash smelting method under high pressure]. *Metallurgist*, (2),37-41 [in Russian]

11. Zaselskiy, A. M. (1963). *Elektricheskaya duga otkliucheniia* [Electric arc trip]. State Energy Publishing House [in Russian]

T. S. Golub[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-9269-2953
L. S. Molchanov[1], Ph. D. (Tech.), Head of Department, ORCID 0000-0001-6139-5956
S. I. Semykin[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-7365-2259
P. G. Prokopenko[1], Chief Metrologist

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

ESTABLISHMENT OF RATIONAL MODES OF INTERACTION OF GAS FLOW AND ELECTRIC DISCHARGE FOR THE DEVELOPMENT OF THE GASEOUS NITROGEN ALLOYING METHOD USING ELECTRICAL ACTIVATION

Abstract. Today, the metallurgical industry, as the main producer of structural material, sets new, increased requirements for the operational qualities of steels, which determine the reliability and durability of parts and structures. The methods of improving the properties of steels are quite diverse, but an important place among them is alloying, including nitrogen. The nitrogen alloying allows to reduce the content of more valuable elements in alloys while maintaining the necessary strong structure and high corrosion characteristics of alloys, plasticity, etc. Nitrogen is a fairly widespread chemical element and has long been known as an alloying agent, but its limited solubility in iron alloys, especially with a high content of other components, prevents its widespread use. Different methods of gas activation are used to increase the solubility of nitrogen. The authors investigated the option of activation by creating an electric discharge on a physical stand. The area of the lance at the outlet for the supply of purging gas was subject to modeling, on the path of which a gas activation device was placed by creating an electric discharge between

the electrodes. It was established that to ensure electrical activation of a nitrogen-containing gas jet, it is possible to create an electric arc or corona discharge, the type of which depends on the distance between the electrodes. In order to ensure the effective interaction of the gas flow with the electric discharge, it is necessary to ensure the gas pressure at the level of 0.8-1.2 atm, and to place the blowing device at a height above the electric discharge at the level of 20-40 gauges. Compliance with the specified parameters will ensure effective interaction of the gas jet with the electric discharge in the form of an electric arc or corona discharge.

Key words: alloying, gaseous nitrogen, activation by electric discharge, physical modeling.

For citation: Golub, T. S., Molchanov, L. S., Semykin, S. I., & Prokopenko, P. G. (2023). Establishment of rational modes of interaction of gas flow and electric discharge for the development of the gaseous nitrogen alloying method using electrical activation. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 211-219. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-211-219

Стаття надійшла до редакції збірника 20.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-220-230
УДК 669.18.046.517-982

Л. С. Молчанов[1], к.т.н., ORCID 0000-0001-6139-5956
В. П. Піптюк[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-2915-1756
С. В. Греков[1], н.с., ORCID 0000-0002-2848-0999

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

ДОЦІЛЬНІСТЬ ОСВОЄННЯ ТЕХНОЛОГІЇ ВАКУУМУВАННЯ СТАЛІ НА ПрАТ «КАМЕТСТАЛЬ»

Анотація. Робота присвячена розгляду доцільності освоєння в конверторному цеху ПрАТ «Каметсталь» (ДМК) технології вакуумної дегазації сталі вуглецевого та флокеночутливого марочного сортаменту на сучасному обладнанні відповідного призначення з метою зменшення вмісту газів та неметалевих включень в металопродукції. Вакуумування рідкого металу поза сталеплавильним агрегатом відкрило принципово нові можливості для значного підвищення всього комплексу фізико-механічних властивостей сталі різного призначення та ефективності металургійного виробництва. Прояв значного інтересу до цього процесу у XX столітті було викликано тим, що він відкрив нові, більш удосконалені технологічні можливості в здійсненні глибокого розкислення, зневуглецювання, легування та дегазації, що забезпечило значне підвищення якості сталі, що виплавляється. Важливою особливістю процесу вакуумної дегазації є можливість здійснення при незначному вакуумі (0,5-5,0 мм рт. ст.) доволі глибокого розкислення металу вуглецем, що міститься в ньому, при якому одночасно видаляються розчинені гази. Це дозволяє відмовитися від вживання в якості розкислювачів марганцю, кремнію, а в деяких випадках алюмінію і вирішити таким чином найбільш складну проблему сталеплавильного виробництва – отримання чистої сталі по вмісту неметалевих включень і газів. На вітчизняних металургійних та машинобудівних підприємствах за допомогою установок вакуумної дегазації камерного типу (VD) освоєно виробництво сталі різного марочного сортаменту. Також експлуатується одна установка дегазації циркуляційного типу (RH) у м. Суми. На сучасних закордонних металургійних і машинобудівних підприємствах знайшли ефективне застосування установки вакуумної дегазації RH, DH (порційного типу) і VD типів. Причому в останнє десятиліття значно поширилося використання RH способу, особливо в металургійній галузі Європейських країн, США та Японії. Теперішня робота присвячена розгляду важливого для ДМК питання –визначенню способів вакуумної дегазації сталі, прийнятних для умов підприємства з урахуванням особливостей марочного сортаменту сталі, що виробляється зараз і на найближчу перспективу.

Ключові слова: вакуумна дегазація сталі, спосіб, обладнання, параметри якості металу.

Посилання для цитування: Молчанов Л. С., Піптюк В. П., Греков С. В. Доцільність освоєння технології вакуумування сталі на ПрАТ «Каметсталь».

Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. 2023. Вип. 37. С. 220-230. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-220-230

Стан питання. Сучасні технологічні маршрути позапічної обробки сталі в світовій металургії в переважній більшості випадків включають вакуумування рідкого металевого розплаву в сталерозливному ківші в якості однієї з важливих, необхідних і передостанніх перед розливом операцій. Наявність відповідного обладнання і здійснення такої операції при виробництві сталі обумовлена не лише можливістю забезпечення необхідних вимог відносно вмісту водню, кисню, азоту та вуглецю, остаточного корегування її хімічного складу але й отриманням «чистого» по неметалевим включенням металу.

Різноманіття існуючих і застосовуваних у сталеплавильному виробництві способів позапічної (ковшової) обробки дозволило отримувати сталь з необхідними вимогами, забезпечило більш ефективне використання дорогих енергетичних та матеріальних ресурсів і підвищило конкурентоспроможність металопродукції що виробляється.

З врахуванням перспектив виробництва вуглецевої та інших морок сталі з підвищеними вимогами до якості актуальним виявляється розгляд питання освоєння технології вакуумної дегазації металу в умовах конвертерного цеху ДМК.

Мета роботи: Розробником вакуумного способу дегазації рідкого металу, завдяки працям якого почалось його впровадження при виробництві сталі, був радянський вчений академік О. М. Самарін [1]. Теоретичні і технологічні основи вакуумної обробки сталі у другій половині XX століття розглянуті в монографіях [2, 3]. Більш пізні (70-90 роки) праці радянських вчених-металургів [4-7] присвячені аналізу та порівнянню ефективності застосування різних способів позапічної дегазації металу у СРСР та світі з врахуванням багаторічного практичного досвіду підприємств металургійної та машинобудівної галузей. Нижче наведені дані по досягнутим на теперішній час в світовій металургії концентраціям шкідливих домішок, газів і вуглецю в сталі підвищеної та високої якості за інформацією публікацій [8, 9].

В останні десятиліття тривала розробка нових марок сталі з заданими властивостями та з регламентованим вмістом шкідливих домішок та легуючих елементів, так званих «чистих сталей» [8, 9]. Сьогодні на світовому ринку фігурують більше 2000 різних марок сталей. На рис. 1 показано, як змінювався вміст домішок в сталях за минулі 50 років, а в табл. 1 наведено максимальний і мінімальний вміст найважливіших легуючих елементів у сталях, які виплавлені з використанням різних технологій позапічної обробки [8].

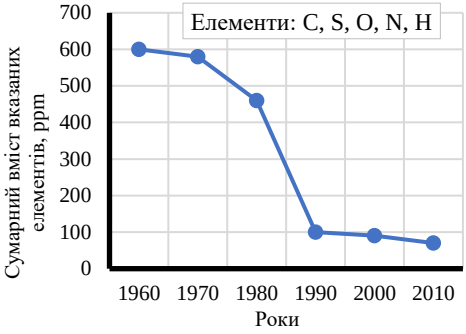


Рисунок 1 – Вміст домішок у сталі різних марок після позапічної обробки.

Таблиця 1 – Вміст легуючих елементів у сталі, що досягається після позапічної обробки.

Елементи	Вміст, %, min - max	Релевантні агрегати позапічної обробки
C	0,0010 – 2,50	VOD/VD, RH, DH, RH-OB, установка для перемішування сталі
Si	0,01 – 3,70	RH, DH, LTS
Mn	0,08 – 20,00	LF
Cr	0,03 – 25,00	VD, RH, DH, LF
Mo	0,01 – 4,50	LF або процеси первинної металургії
Ni	0,03 – 80,00	LF або процеси первинної металургії
Cu	0,03 – 3,50	LF або процеси первинної металургії
N	0,0020 – 0,5000	VD, RH, DH, LF, установка для перемішування сталі
Al	0,0020 – 5,50	VD, RH, DH, установка для перемішування сталі
W	0,020 – 6,50	LF або процеси первинної металургії
C	0,03 – 10,00	LF або процеси первинної металургії
V	0,01 – 1,50	VD, RH, DH, LF, установка для перемішування сталі
Ti	0,01 – 1,50	VD, RH, DH, установка для перемішування сталі
B, Se, Te, Ca, Pb, S	0,001 – 0,300	LF, установка для перемішування сталі

Позначення: VOD – вакуумно-кисневе зневуглецювання; VD – камерна вакуумна дегазація; RH – циркуляційне вакуумування; DH – порційне вакуумування; RH-OB – циркуляційне вакуумування з продувкою киснем; LTS – стенд для позапічної обробки; LF – установка ківш-піч.

На рис. 2 представлені сучасні технологічні схеми процесів ковшової металургії, використовувані на металургійних підприємствах Європи, США і Японії [8].

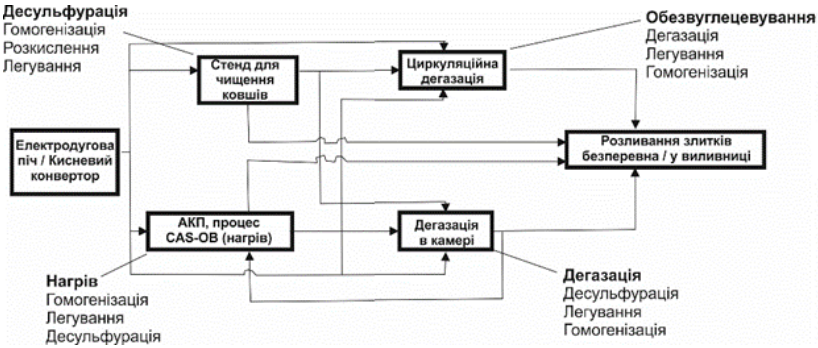


Рисунок 2 – Технологічні схеми процесів позапічної обробки сталі.

Нижче наведені деякі з основних напрямів розвитку процесів і устаткування ковшової (вторинної) металургії :

- вдосконалення вогнетривкої футерівки сталерозливних ковшів;
- розробка раціональних режимів і модернізація продувальних вузлів сталерозливних ковшів з метою підвищення чистоти сталі по НВ;
- створення багатофункціональних комплексів устаткування для обробки металу в сталерозливних ківшах.

З представлених у табл. 2 даних виходить, що до сучасної якісної сталі пред'являються високі вимоги, як по хімічному складу, так і по кількості, розмірам і розподілу НВ.

Таблиця 2 – Вимоги, що стосуються деяких груп якісної сталі.

Група сталі	Вміст домішок, ppm	Максимальний розмір неметалевих включень, мкм
IF - сталі	C≤30, N≤40, $O_{заг}$≤40	-
Сталі для глибокого витягу	C≤30, N≤30,	100
Біла жерсть	C≤30, N≤40, $O_{заг}$≤20	20
Трубні сталі	S≤30, N≤35, $O_{заг}$≤30	100
Підшипникові сталі	$O_{общ}$≤10	15
Сталі для виробництва товарного листа	H≤2, N≤30-40, $O_{заг}$≤20	15 (одиничні), 200 (скупчення)
Сталі для металокорду	H≤2, N≤40, $O_{заг}$≤15	10-20
Сталі для виробництва катанки	N≤60, $O_{заг}$≤30	20

У статтях [10-12] розглянуто деякі сучасні заходи стосовно підвищення стійкості вогнетривкої футерівки обладнання вакуумної дегазації сталі.

В монографії [12] розглянуто умови застосування і вимоги до вогнетривів. Наведена класифікація вогнетривів футерування, у т.ч. сталерозливних, проміжних ківшів і установок для позапічної обробки сталі (ківш-піч і вакуумних дегазаторів різного типу). Проаналізовано причини зносу футерівки ківшів і установок для позапічної обробки сталі. Наведено дані про стійкість футерівки, обладнання ківшів в залежності від виду і складу використовуваних матеріалів. Надані порівняльна оцінка експлуатаційних характеристик вогнетривких матеріалів і виробів, а також рекомендації щодо підвищення їх зносостійкості.

Таким чином перспективи виробництва вуглецевих та флокіночутливих марок сталі з підвищеними вимогами до якості передбачають необхідність освоєння технології вакуумної дегазації металу в конвертерному цеху ДМК. Це, в свою чергу, потребує облаштування відповідним обладнанням ділянки позапічної обробки.

Результати дослідження. Аналіз напрямів вдосконалення устаткування для ковшової обробки сталі в останні роки показав збереження тенденцій в розробці і використанні багатофункціональних комплексів для здійснення процесів вакуумування, рафінування і доведення сталі (склад і температура) при мінімізації матеріальних і енергетичних витрат.

В останні десятиліття у світовій металургійній практиці значне поширення отримала дегазація сталі в сталерозливному ківші (VD, VOD – камерні способи; DH – порційний і RH – циркуляційний способи та їх модифікації).

Теоретичні основи обробки рідкого металу під вакуумом представлені в публікаціях [2-7, 13]. У цих та інших монографіях і статтях розглянуті способи і технології камерного вакуумування сталі, циркуляційного і порційного вакуумування, вакуумного зневуглецювання і десульфурації сталі при вакуумуванні.

Розгляд вакуумних установок RH і VD приведено в статті [14]. Перш за все відзначена порівняно велика швидкість, яка досягається за рахунок зневуглецювання і дегазації в RH способі. Для VD процесу обробка сталі більш тривала і вимагає перегріву металу перед процесом; RH процес здійснюється без участі шлаку, а VD процес – з активним рафінувальним шлаком, що дозволяє досягти [S] ≤ 10ppm; рафінування сталі на RH супроводжується втратами температури (до 8 °С/хв), а у VD втрати температури зменшені (до 2-2,5 і до 4,5 °С/хв для ківшів місткістю 250 і 20 т відповідно); продуктивність

однокамерної установки VD на 50% менше установки RH. Таким чином, підкреслюється в статті, при виробництві IF-сталі краще використання RH способу, а для сталі змішаного або трубного сортаменту – VD способу. Крім того, десульфурація сталі рафінувальним шлаком на VD установці вимагає ефективного відсічення окисного шлаку.

У статті [15] розглянуті питання розвитку обладнання RH вакууматора у напрямку їх багатофункціональності на початку XXI століття. Перераховано фактори впливу на ефективність десульфурації сталі при одночасному забезпеченні низьких концентрацій кисню, водню і азоту Наголошено на важливості забезпечення необхідного змісту шлаку з достатньою рухливістю і кількістю, контролю тривалості вакуумної обробки і витрати на продувку ванни ківша аргону (останній параметр є недостатньо обґрунтованим).

У статті [16] викладено результати дослідження інтенсивності масообміну в модельованій ванні, витрати газу, глибини занурення в розплав продувного сопла і його діаметра на величину залишкового тиску у вакуум - камері і тривалість процесу дегазації металу.

Розглянуті [17-20] різні способи вакуумування, напрямки їх удосконалення, недоліки і переваги, необхідність використання в залежності від сортаменту сталі, представлені підходи щодо вибору типів насосів і т. ін.

Прорекламований в свій час спосіб поточного (у струмені) вакуумування сталі [6] не можуть бути рекомендованим для умов ДМК у зв'язку з необхідністю облаштування усіх МБРЗ таким устаткуванням з метою забезпечення можливості безперебійного виробництва металу необхідної якості і розливу в серіях. Крім того, головним конструктивним недоліком такого способу вакуумування для умов виробництва сталі на діючих сучасних металургійних підприємствах є необхідність збільшення відстані між сталерозливним і проміжним ківшами мінімум на 1,48 м, що потребує зміни принципу підвода вакуумованого металу до проміжного ківша, зміни його конструкції і реконструкції всього відділення розливання сталі для забезпечення необхідної висоти підкранових шляхів і розташування відповідного технологічного устаткування.

Нижче наведені деякі параметри дегазації сталі, що досягаються при використанні РМ (пульсаційне перемішування) способу [7]. Повідомляється, що на 1-ому етапі РМ обробки розрядка у вакуум камері значно нижче ніж у DH та RH способах. Тому витрати енергії менші, хоча розрахункова питома енергія змішування складає 500 Вт/т сталі аналогічна DH способу. По ефективності зниження вмісту кисню загального РМ спосіб аналогічний DH. До переваг РМ способу слід

також віднести мінімальну вірогідність рефосфорації металу. Порівняння тривалості усереднення складу металу при різних способах дегазації теж свідчать на користь РМ способу[7]:

РМ спосіб позапічної обробки сталі отримав найбільше поширення в Японії.

Процес	PM	DH	RH	VOD
Тривалість, с	100-190	15-300	150-400	120-360

За даними авторів статті [21] параметри дегазації металу відносно вмісту у сталі небажаних домішок для VD та RH способів виглядають наступним чином:

Елемент	Вміст елементу, ppm (х 10^{-4}%)	
	VD спосіб	RH спосіб
Вуглець	до 30	до 10
Сірка	до 5	до 20
Азот	до 30	до 30
Водень	до 1	до 1

Аналіз публікацій що освітлюють напрями розвитку технологій та обладнання для дегазації сталі, які розглядаються в теперішній роботі, за останні три десятиріччя у визнаному в світі міжнародному періодичному виданні «Iron and Steel Institution of Japan International» свідчить на користь RH (DH) способів. Можливість застосування комплексних технологій рафінування металу поряд з його дегазацією, зневуглецюванням та енергоефективністю процесів обробки сталі визначають пріоритет цих способів в сучасних умовах.

Вибір використовуваних технологічних маршрутів виробництва сталі в сучасних сталеплавильних цехах з позапічної обробкою металу визначається цільовими завданнями одержуваної металопродукції з урахуванням вимог НТД і технічних можливостей підприємства – виробника. Аналіз практики виробництва вуглецевих марок сталі [22] показав, що з огляду на схильності такого металу до утворення флокенів, місце розташування вакуумної обробки в технологічному маршруті виробництва повинно бути традиційним, тобто після ківш-піч, в якості завершального етапу позапічної обробки для видалення газів.

Висновки

1. Проаналізовані літературні дані по відомим і використовуваним в виробництві способам вакуумної дегазації сталі у сучасних світовій і вітчизняній металургійній і машинобудівній галузях.

2. Проведено порівняння різних способів вакуумної дегазації сталі у сталерозливному ківші, показані сучасні напрями їх розвитку і

визначена пріоритетність застосування камерного або циркуляційного способу вакуумної дегазації для умов, що відповідають розглянутим.

3. Виходячи з наведених даних для умов конвертерного цеху ПрАТ «КаМетСталь» рекомендовано до подальшого розгляду в якості прийнятного варіанту прямий технологічний маршрут (конвертер – установка ківш-піч – вакуумний дегазатор – МБРС) виробництва сталі з позапічною вакуумною дегазацією.

Перелік посилань

1. Самарин А. М. *Обработка жидкой стали в вакууме*. М. : Металлургия, 1960. 125 с.
2. Кнюппель Г. *Раскисление и вакуумная обработка стали*. Ч.1. термодинамические и кинетические закономерности. Перев. с нем. М. : Металлургия, 1973. 312с.
3. Кнюппель Г. *Раскисление и вакуумная обработка стали*. Ч.2. Основы и технология ковшевой металлургии. Пер. с нем. М. : Металлургия, 1984. 414 с.
4. Морозов А. Н., Стрекаловский М. М., Чернов Г. И., Кацнельсон Я. Е. *Внепечное вакуумирование стали*. М. : Металлургия, 1975. 288 с.
5. Новик В. М. *Внепечная вакуумная металлургия*. М. : Наука, 1986. 192 с.
6. Соколов Г. А. *Внепечное рафинирование стали*. М. : Металлургия, 1977. 208 с.
7. Поволоцкий Д. Я., Кудрин В. А., Вишкарёв А. Ф. *Внепечная обработка стали*. М. : МИСиС, 1995. 256 с.
8. Тенденции развития технологии производства стали высокой чистоты и огнеупорного производства / А. Бур, Р. Брукхауз, Р. Фандрих, К. Даннерт // *Черные металлы*. Апрель 2017. С. 29-37.
9. Semura K., Matsuura H. Past development and future prospects of secondary refining technology. *Tetsu to Hagane. Journal of the Iron and Steel Institute of Japan*. 2014. Vol. 100. №4. P. 456-471.
10. Сравнительный анализ новой безуглеродистой и традиционно углеродсодержащей футеровки на 120т ковшах LF-RH установки. Comparation analysis on new type carbon free lining applied on 120-ton LF-RH refining ladles / S .Li, H. Zhang, X. Ls et al // *Chinas Refractories*. 2017. Vol. 26. № 2. P.35-38.
11. Достижения и перспективы технологии огнеупоров. *Новости черной металлургии за рубежом*. 2014. №2. С. 89-93. Пер. с англ. Progress and perspective of refractory technology / K. Goto, K. Rjhno, T. Kiyomoto et al // *Nippon Steel Technical Report*. 2013. №104 (August). – P. 21-25.
12. Стариков В. С., Темлянцев М. В., Стариков В. В. *Огнеупоры и футеровки в ковшевой металлургии* : уч. пособие для ВУЗов. М.: МИСИС, 2003. 328 с.
13. Янке Д. Металлургические основы вакуумной обработки жидкой стали. *Черные металлы*. 1987. № 19. С. 3-11.
14. Вакуумирование стали на установках RH и VD. *Электрометаллургия*. 2004. № 11. С. 44-49.
15. Смирнов Н. А. Десульфурация стали при вакуумировании в ковше. *Электрометаллургия*. 2004. № 10. С. 11-16.
16. Найдек В. Л., Наривский А. В. Исследование массообмена в расплаве

при продувке его газовой струей в условиях вакуума. *Процессы литья*. 2005. № 1. С. 3-7.

17. Вимер Г. Э. Обзор технологий агрегатов и ковшовой металлургии. *Черные металлы*. 1998. Ноябрь-Декабрь. С. 26-29.

18. История успеха: способ циркуляционного вакуумирования после 50 лет развития / Хан Ф.-Й., Кнопп И., Плох А. и др. // *Черные металлы*. 2009. № 4. С. 31-38.

19. Дорштвид Ф., Телеберген Д. Критерии выбора вакуумных насосов для агрегатов внепечной обработки стали. *Черные металлы*. 2013. № 9. С. 37-46.

20. Темберген Д., Айхерт Т. Развитие производства стали с применением различных способов вакуумирования. *Черные металлы*. 2013. Апрель. С. 39-47.

21. Современное состояние и тенденции развития ковшовой металлургии / Р. Фандрих, Б. Кляймт, Х. Либиг и др. // *Черные металлы*. 2011. Декабрь. С. 40-48.

22. Стовпченко А. П., Грищенко Ю. Н., Камкина Л. В. К вопросу о месте вакуумной обработки в технологической цепочке сталеплавильного цеха. *Электрометаллургия*. 2012. № 12. С. 8-16.

References

1. Samarin A. M. (1960). *Obrabotka zhidkoy stali v vakuume [Processing of liquid steel in vacuum]*. Metallurgy. [in Russian]

2. Knuppel G. (1973). *Raskisleniye i vakuumnaya obrabotka stali. CH.1. Termodinamicheskiye i kineticheskiye zakonomernosti. [Deoxidation and vacuum processing of steel. Part 1. thermodynamic and kinetic laws]. Transl. with Germany]*. Metallurgy. [in Russian]

3. Knuppel G. (1984). *Raskisleniye i vakuumnaya obrabotka stali. CH.2. Osnovy i tekhnologiya kovshevoy metallurgii. [Deoxidation and vacuum processing of steel. Part 2. Fundamentals and technology of ladle metallurgy.]* Transl. with Germany. Metallurgy. [in Russian]

4. Morozov, A. N., Strekalovsky, M. M., Chernov, G. I., & Katsnelson, Ya. E. (1975). *Vnepechnoye vakuumirovaniye stali. [Out-furnace evacuation of steel]*. Metallurgy. [in Russian]

5. Novik, V. M. (1986). *Vnepechnaya vakuumnaya metallurgiya. [Out-furnace vacuum metallurgy]*. Nauka. [in Russian]

6. Sokolov, G. A. (1977). *Vnepechnoye rafinirovaniye stali. [Out-furnace refining of steel]*. Metallurgy. [in Russian]

7. Povolotsky, D. Ya., Kudrin, V. A., & Vishkarev, A. F. (1995). *Vnepechnaya obrabotka stali. [Out-furnace processing of steel]*. MISIS. [in Russian]

8. Bur, A., Brookhouse, R., Fandrich, R., & Dannert, K. (2017). Tendentsii razvitiya tekhnologii proizvodstva stali vysokoy chistoty i ogneupornogo proizvodstva [Trends in the development of technology for the production of high-purity steel and refractory production]. *Chernyye metally - Ferrous metals.* 4, 29-37. [in Russian]

9. Semura, K., & Matsuura, H. (2014). Past development and future prospects of secondary refining technology. *Tetsu to Hagane. Journal of the Iron and Steel Institute of Japan*. 100, 4, 456-471. [in English]

10. Li, S., Zhang, H., Ls, X. et al. (2017). Comparation analysis on new type

carbon free lining applied on 120-ton LF-RH refining ladles. *Chinas Refractories*. 26, 2, 35-38. [in English]

11. Goto, K., Rjhno, K., Kiyomoto, T. et al. (2013). Progress and perspective of refractory technology. *Nippon Steel Technical Report*. 104, 8, 21-25. [in English]

12. Starikov, V. S., Temlyantsev, M. V., & Starikov, V. V. (2003). *Ogneupory i futerovki v kovshevoy metallurgii [Refractories and linings in ladle metallurgy]*. Uch. manual for universities. MISIS. [in Russian]

13. Yanke, D. (1987). Metallurgicheskiye osnovy vakuumnoy obrabotki zhidkoy stali [Metallurgical foundations of vacuum processing of liquid steel]. *Chernyye metally* [*Ferrous metals*], 19, 3-11. [in Russian]

14. Vakuumirovaniye stali na ustanovkakh RH i VD [Vacuuming of steel using RH and VD units]. (2004). *Elektrometallurgiya*. [*Electrometallurgy*], 11, 44-49. [in Russian]

15. Smirnov, N. A. (2004). Desulfuratsiya stali pri vakuumirovanii v kovshe. [Desulfurization of steel during evacuation in a ladle]. *Elektrometallurgiya* [*Electrometallurgy*], 10, 11-16. [in Russian]

16. Naydek, V. L., & Narivsky, A. V. (2005). Issledovaniye massoobmena v rasplave pri produvke yego gazovoy struyey v usloviyakh vakuuma. [Study of mass transfer in the melt when blowing it with a gas jet under vacuum conditions]. *Protsessy litya* [*Casting Processes*], 1, 3-7. [in Ukrainian]

17. Wiemer, G. E. (1998). Obzor tekhnologiy agregatov i kovshovoy metallurgii [Review of technologies of units and ladle metallurgy] *Chernyye metally* [*Ferrous metals*], 11-12, 26-29. [in Russian]

18. Khan, F.-Y., Knopp, I., Ploch, A. et al. (2009). Istoriya uspekha: sposob tsirkulyatsionnogo vakuumirovaniya posle 50 let razvitiya [Success story: a method of circulation evacuation after 50 years of development]. *Chernyye metally* [*Ferrous metals*], 4, 31-38. [in Russian]

19. Dorshtvid, F., & Telebergen, D. (2013). Kriterii vybora vakuumnykh nasosov dlya agregatov vnepechnoy obrabotki stali [Criteria for the selection of vacuum pumps for out-of-furnace steel processing units]. *Chernyye metally* [*Ferrous metals*], 9, 37-46. [in Russian]

20. Tembergen, D., & Eichert, T. (2013) Razvitiye proizvodstva stali s primeneniyem razlichnykh sposobov vakuumirovaniya [Development of steel production using various methods of vacuum degassing]. *Chernyye metally* [*Ferrous metals*], 4, 39-47. [in Russian]

21. Fandrich, R., Kleimt, B., & Liebig, H. (2011). Sovremennoye sostoyaniye i tendentsii razvitiya kovshovoy metallurgii [Current state and trends in the development of ladle metallurgy]. *Chernyye metally* [*Ferrous metals*], 12, 40-48. [in Russian]

22. Stovpchenko, A. P., Grishchenko, Yu. N., & Kamkina, L. V. (2012). K voprosu o meste vakuumnoy obrabotki v tekhnologicheskoy tsepochke staleplavil'nogo tsekha [On the issue of the place of vacuum processing in the technological chain of a steelmaking shop]. *Elektrometallurgiya* [*Electrometallurgy*], 12, 8-16. [in Russian]

L. S. Molchanov[1], Ph. D. (Tech.), ORCID 0000-0001-6139-5956
V. P. Piptyuk[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-2915-1756
S. V. Grekov[1], Researcher, ORCID 0000-0002-2848-0999

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

FEASIBILITY OF DEVELOPING STEEL VACUUMING TECHNOLOGY AT "KAMETSTAL" PJSC

Abstract. The work is devoted to the consideration of the feasibility of developing in the converter shop of PJSC "Kametstal" (DMK) the technology of vacuum degassing of carbon and flake-sensitive steel grades using modern equipment for the appropriate purpose in order to reduce the content of gases and non-metallic inclusions in metal products. Vacuuming of liquid metal outside a steel-smelting unit has opened up fundamentally new opportunities for increasing the entire complex of physical and mechanical properties of steel for various purposes and the efficiency of metallurgical production. The manifestation of significant interest in this process in the twentieth century was caused by the fact that it opened up new, more advanced technological capabilities in the implementation of deep deoxidation, decarbonization, alloying and degassing, which provided a significant increase in the quality of the steel produced. An important feature of the vacuum degassing process is the possibility of carrying out, at a slight vacuum (0.5-5.0 mm Hg), a sufficiently deep deoxidation of the metal contained in it with carbon, during which dissolved gases are simultaneously removed. This makes it possible to abandon the use of manganese, silicon, and in some cases aluminum as deoxidizers and thus solve the most difficult problem of steelmaking - obtaining clean steel in terms of the content of non-metallic inclusions and gases. At domestic metallurgical and machine-building enterprises, with the help of chamber-type vacuum degassing installations (VD), the production of steel of various grades has been mastered. One circulation-type degassing unit (RH) is also in operation in Sumy. At modern foreign metallurgical and machine-building enterprises, effective use of vacuum degassing installations of RH, DH (batch type) and VD types has been found. Moreover, in the last decade, the use of the RH method has expanded significantly, especially in the metallurgical industry of European countries, the USA and Japan. The current work is devoted to the consideration of an important issue for DMK - the determination of methods for vacuum degassing of steel that are acceptable for the conditions of the enterprise, taking into account the characteristics of the grade of steel produced now and in the near future.

Key words: vacuum degassing of steel, method, equipment, metal quality parameters

For citation: Molchanov, L. S., Piptyuk, V. P., & Grekov, S. V. (2023). Feasibility of developing steel vacuuming technology at "Kametstal" PJSC. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 220-230. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-220-230

Стаття надійшла до редакції збірника 23.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-231-245
УДК 669.17.046.52.517B:669.184

С. Є. Самохвалов[1], д.т.н., с.н.с., проф., ORCID 0000-0002-7362-213X
В. П. Піптюк[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-2915-1756
С. В.Греков[1], н.с., ORCID 0000-0002-2848-0999

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

ВПЛИВ КІЛЬКОСТІ ДОБАВКИ НА ГІДРОДИНАМІКУ МЕТАЛЕВОЇ ВАННИ У КІВШІ

Анотація. Відомо що виробництво сталі передбачає застосування різних твердих матеріалів - добавок, які вводяться в рідку металеву ванну на етапах конвертування і позапічної обробки. Переважна більшість таких матеріалів подається у шматковому (кусковому) вигляді і в значній кількості. Об'єм добавки може змінюватись в межах від 0,05 до декількох десятків кілограмів на тону сталевого розплаву в залежності від технологічних умов виробництва та ін. вимог. До теперішнього часу різноманітні дослідження і розрахунки щодо ефективності використання матеріалів - добавок при виробництві сталі базувались на розгляді поведінки їх окремого куска в рідкій металевій ванні. При цьому теоретичний опис гідродинамічного стану металевої ванни не враховував впливу кількості добавки, що вводиться. В той же час саме вказаний фактор може впливати на точність розрахункових результатів і збільшувати похибку подальшої оцінки ефективності використання коштовних матеріалів, що здебільшого є імпортованими. В статті показана доцільність врахування у вдосконалених математичних моделях процесів плавлення (розчинення) та засвоєння металевим розплавом твердих матеріалів такого фактору, як кількість добавок, що вводяться, як одного зі значущих параметрів складних фізико-хімічних процесів. На прикладі кускового феромарганцю марки ФМп78 в якості матеріалу – добавки, який в різній (від 0,2 до 2 кг/т) кількості вводили у ванну ковша ємкістю 250 т при обробці металу на установці ківш – піч (УКП) з одночасною донною продувкою аргоном в межах 200 – 800 л/хв через кожну з двох фурм, показана залежність впливу кількості добавки на зміну гідродинаміки рідкої металевої ванни.

Ключові слова: кількість матеріалу-добавки, гідродинаміка рідкої металевої ванни.

Посилання для цитування: Самохвалов С. Є., Піптюк В. П., Греков С. В. Вплив кількості добавки на гідродинаміку металевої ванни у ківші. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 231-245. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-231-245

Стан питання. Найбільше використовувані при виробництві сталі феросплави (феромарганець, феросилікомарганець, феросиліцій) та шлакоутворюючі матеріали (вапно, вапняк, флюорит) вводяться у

шматковому (кусковому) вигляді у конвертер чи сталерозливний ківш на випуску плавки або при позапічній обробці металу. Технологія введення кускових матеріалів (добавок) в сучасних умовах виробництва сталі передбачає їх попереднє дроблення і подальше використання вже у фракціонованому вигляді. Технологічними інструкціями на вітчизняних металургійних підприємствах перелічені феросплави, які на етапі позапічної обробки сталі повинні застосовуватись у кусках фракцією не більше 100мм у перетині. Такі обмеження викликані вимогою забезпечення вільної та швидкої подачі матеріалів через тракти та течки технологічного обладнання, які виключають їх застрявання чи кастрацію на шляху до міста введення.

Процеси плавлення (розчинення) і засвоєння продуктів з твердих матеріалів – добавок рідким металевим розплавом, як представляється, пов'язані з гідродинамікою ванни. На сьогоднішній час встановлено вплив на гідродинамічні умови рідкої металевої ванни при обробці на УКП місця розташування донного продувного вузла у ківші [1, 4], ємності і конфігурації ванни ківша [2, 3], виду току, що застосовується на УКП, і потужності електромагнітних зусиль, що виникають, [5, 6], витрат аргону на перемішування ванни [7] та ін. В той же час результати сучасних теоретичних досліджень стосовно гідродинамічного стану металевого розплаву на випуску плавки в ківш або при його обробці в ковші на УКП під час введення твердих кускових добавок у вітчизняних [8-15] і в закордонних [16- 20] публікаціях свідчать про одностайність і обмеженість підходу авторів до розгляду цього питання на прикладі поведінки лише окремого куска, який знаходиться у металевій ванні. Слід відмітити що до цього часу вплив кількісного фактору на гідродинаміку металевої ванни не розглядався імовірно у зв'язку з відсутністю математичного опису оцінки впливу цього фактору і можливості теоретичного його врахування. Тому приймались такі умови що останній не розглядався. Раніше також не мала успіху чергова спроба авторів цієї статті по врахуванню кількісного фактору [21].

Розуміння реальних умов виробництва сталі, що пов'язані з вводом в рідку металеву ванну різних матеріалів – добавок і переважно в значній кількості, розгляд питання доцільності оцінки саме кількісного фактору в останній час набув певної актуальності і потребує додаткового дослідження.

Метою роботи є створення математичної моделі гідродинамічних процесів у ковші під час введення матеріалів – добавок, яка враховує динамічний вплив матеріалів, що вводяться, та комп’ютерна реалізація даної моделі, а також виконання за її допомогою розрахунків з метою оцінки впливу кількості матеріалів, що вводяться, на гідродинаміку розплаву в ковші.

Основні матеріали При створенні математичної моделі було застосовано розроблений нами метод колективного опису динаміки твердих дисперсних фаз в середовищі [22]. Запропонована модель враховує взаємний рух і взаємодію кількох фаз, а саме розплаву сталі, газу, що вдувається через фурми, та твердої дисперсної фази матеріалу – добавки.

В основу математичної моделі покладені наступні основні припущення:

1) припущення суцільності (гетерогенності) багатофазного середовища [23];

2) несоленоїдальністю руху середовища знехтувано скрізь, за винятком прифурмених зон формування барботажного режиму руху;

3) фазовими перетвореннями дисперсних фаз знехтувано;

4) прийнято, що градієнти густини середовища по об'єму ковша є малими;

5) режим руху середовища є турбулентним;

6) прийнято, що вздовж стінок і днища ковша середовище ковзається вільно.

Припущення 1 лежить в основі методу колективного опису динаміки твердої дисперсної фази, який ми застосовуємо, і чинне при досить великій кількості кускових матеріалів, що вводяться одночасно.

Для багатофазних середовищ характерною є несоленоїдальність руху, яка обумовлюється трьома основними факторами. Це, по-перше, наявністю джерел окремих фаз середовища. По-друге, стисливістю окремих фаз. По-третє, відносним рухом фаз, за умови їх різних істинних густин. У режимах, які мають місце в ковші при позапічній обробці сталі, як було показано у ряді попередніх робіт [24, 25], останні два фактори мало (в межах 10%) впливають на результати розрахунків, проте як перший є суттєвим саме у місці подачі газу: у прифурмених зонах формування барботажного режиму руху середовища. Тут ми його і вимушені враховувати (припущення 2), але через припущення 3 можемо нехтувати скрізь за межами цих зон.

Припущення 4 свідчить про обмеженість моделі невеликими об'ємними густинами (до 0,3) дисперсних фаз. Тому результати розрахунків можна вважати адекватними лише в зонах за межами зон подачі газу (прифурмених зон) чи твердих матеріалів. Це припущення дозволяє при розгляді повної системи диференціальних рівнянь, що описують динаміку багатофазного середовища, використовувати наближення Бусінеска [26].

Припущення 5 обумовлене досить малим значенням молекулярного коефіцієнта кінематичної в'язкості рідкої сталі ($\sim 10^{-6}$ м^2/с), що призводить до великих чисел Рейнольдса і швидкого переходу у

нестійкий турбулентний режим руху. Врахування цього факту вимушує при створенні математичної моделі динаміки середовища виконувати параметризаційну корекцію різницевих схем [27] шляхом введення сіткового числа Рейнольдса і його аналогів для рівнянь переносу. В роботі застосовано досить ефективну двопараметричну алгебраїчну модель турбулентності [26].

І нарешті, з врахуванням характеристик в'язкості рідкої сталі, припущення 6 виконується досить точно, принаймні за межами невеликого пристінного та придонного шару розплаву у ковші.

З урахуванням цих припущень гідродинаміка середовища в цілому, а також перенос газової та твердої дисперсної фаз в нашому випадку визначається системою рівнянь [24]:

$$\frac{d\vec{v}}{dt} = -\vec{\nabla}\tilde{p} + \upsilon_e \Delta\vec{v} - [\alpha + (1-x)\beta]\vec{g} + \vec{f}\ , \tag{1}$$

$$\vec{\nabla}\cdot\vec{v} = \psi_a + \psi_b\ , \tag{2}$$

$$\frac{\partial\alpha}{\partial t} + \vec{\nabla}\cdot\left[\alpha\left(\vec{v} + \vec{w}_a^c\right)\right] = \vec{\nabla}\cdot\left(D_a\vec{\nabla}\alpha\right) + \psi_a\ , \tag{3}$$

$$\frac{\partial\beta}{\partial t} + \vec{\nabla}\cdot\left[\beta\left(\vec{v} + \vec{w}_b^c\right)\right] = \vec{\nabla}\cdot\left(D_b\vec{\nabla}\beta\right) + \psi_b\ , \tag{4}$$

де $\vec{v}$ - барицентрична швидкість середовища; t - час процесу; α та β - коефіцієнт об'ємного газовміщення та об'ємна густина твердої фази (кускових матеріалів) в середовищі; x відношення істинних густин твердої дисперсної фази та розплаву сталі; $\tilde{p}$ - динамічна складова тиску, нормованого на істину густину розплаву; $\vec{g}$ - прискорення вільного падіння; $\vec{f}$ - об'ємна густина сил, що виникають внаслідок дії потоку добавок, які вводяться у ківш; ψ_a та ψ_b - об'ємні густини джерел газової та твердої дисперсних фаз, які виникають внаслідок подачі газу і домішкових матеріалів в об'єм ковша; $\vec{w}_a^c$ та $\vec{w}_b^c$ - колективні швидкості, а D_a та D_b - ефективні коефіцієнти турбулентної дифузії газової, та твердої дисперсних фаз відповідно; і нарешті

$$\upsilon_e = \upsilon + \Delta l\,|v| / \mathrm{Re}_\Delta \tag{5}$$

- ефективний коефіцієнт турбулентної кінематичної в'язкості у двопараметричній моделі турбулентності з параметрами: υ - ізотропною ефективною в'язкістю і Re_Δ - сітковим числом Рейнольдса на сітці з характерним кроком Δl. В розрахунках прийнято:

$D_a = D_b = \upsilon_e$.

Основним фактором, який впливає на зміну гідродинамічної картини у ковші, що обумовлена колективним введенням добавок, є густина сили $\vec{f}$. Якщо інтенсивність подачі добавок є $\mu = \dfrac{dm}{dt}$ (це маса добавок, які подаються в одиницю часу) і їх швидкість введення в розплав є V_m , то величина $\vec{f}$ може бути визначеною за формулою:

$$\vec{f} = \mu \vec{V}_m / \Omega_b , \qquad (6)$$

де Ω_b - об'єм розплаву, в якому імпульс струменю добавок, що подаються, передається середовищу.

Об'ємні джерела газової фази визначаються об'ємною інтенсивністю продування q , об'ємом Ω_a зони формування барботажного режиму, а також коефіцієнтом $k = T_f / T_g$ розширення газу через нагрівання при потраплянні в об'єм розплаву, де T_f - температура розплаву, а T_g - температура газу, що подається, $\psi_a = q\,k / \Omega_a$. Об'ємне джерело твердої дисперсної фази визначається так: $\psi_b = \mu / (\Omega_b \rho_b^0)$, де ρ_b^0 - істина густина добавки.

Рівняння (1) – (4) розв'язуються чисельно. При цьому використовується метод розщеплення за фізичними факторами для несоленоїдального руху багатофазних середовищ, запропонований в роботі [24], який внаслідок прийнятих припущень (через що в нашому випадку джерела фаз ψ_a та ψ_b є константами) зводиться до триетапної розрахункової схеми:

I етап $\quad \tilde{\vec{v}} = \vec{v}^n + \tau \{ \upsilon_e \Delta \vec{v} - [\alpha + (1-x)\beta] \vec{g} + \vec{f} \}^n ,$

II етап $\quad \Delta \tilde{p} = (\vec{\nabla} \cdot \tilde{\vec{v}} - \psi_a - \psi_b) / \tau ,$

III етап $\quad \vec{v}^{n+1} = \tilde{\vec{v}} - \tau \vec{\nabla} \tilde{p} ,$

$$\alpha^{n+1} = \alpha^n - \tau \{ \vec{\nabla} \cdot [\alpha\, (\vec{v} + \vec{w}_a^c)] - \vec{\nabla} \cdot (D_a \vec{\nabla} \alpha) + \psi_a \}^n ,$$

$$\beta^{n+1} = \beta^n - \tau \{ \vec{\nabla} \cdot [\beta\, (\vec{v} + \vec{w}_b^c)] - \vec{\nabla} \cdot (D_b \vec{\nabla} \beta) + \psi_b \}^n .$$

Тут τ - крок за часом, n - номер часового шару, а $\tilde{\vec{v}}$ - проміжна швидкість, яка розраховується без врахування поля тиску.

Дана схема реалізована у тривимірному просторі у циліндричних координатах. Просторові похідні апроксимуються кінцевими різницями на рівномірній шаховій сітці [26]. На першому і третьому етапах

виконуються явні розрахунки. На другому етапі поле тиску знаходиться за неявною розрахунковою схемою методом ітерацій.

Граничні умови для величин, що розраховуються, на твердих поверхнях ковша, осі симетрії та дзеркалі металу задаються стандартним чином притаманним методу розщепленню за фізичними факторами при використанні шахової сітки [26].

Місце на поверхні дзеркала металу, куди вводяться добавки, потребує особливого розгляду, бо саме через нього відбувається динамічний вплив струменю добавок, що вводяться колективно, на динаміку розплаву у ковші. Хай площа поверхні розплаву, куди подаються добавки, є S_m і вони туди потрапляють рівномірно розподіленими по площі зі швидкостями $\vec{V}_m$ перпендикулярними до поверхні. Тоді в одиницю часу, згідно (6), струмінь добавок буде передавати в об'єм розплаву імпульс $\mu\vec{V}_m$, що призведе до зміни барицентричної швидкості поверхні розплаву $\vec{v}_m$, величну якої можна знайти з закону збереження імпульсу $\mu V_m = (v_m S_m \rho) v_m$, звідки слідує:

$$v_m = \sqrt{\mu V_m /(S_m \rho)}\,. \qquad (7)$$

Тут ρ - густина середовища, а в дужки у попередній формулі виділено потік маси середовища через поверхню S_m. Задаючи на поверхні S_m швидкість $\vec{v}_m$ у якості граничної, ми тим самим враховуємо силовий фактор $\vec{f}$ впливу струменя добавок на гідродинаміку розплаву в ковші, який фігурує в рівнянні (1).

Граничні умови для об'ємної густини β твердої дисперсної фази на поверхні S_m, через яку вводяться добавки, задаються виходячи з закону збереження маси: $\mu = \beta_m \rho_b^0 v_m S_m$, де β_m - значення β на поверхні S_m, отже:

$$\beta_m = \mu /(\rho_b^0 v_m S_m)\,. \qquad (8)$$

Такий спосіб завдання граничних умов для β забезпечує врахування об'ємного джерела твердої дисперсної фази ψ_b, яке фігурує у рівняннях (2) та (4).

Результати дослідження та їх обговорення. З використанням розробленої математичної моделі проводили чисельні розрахунки. В якості об'єкта дослідження розглядалась рідка металева ванна ківша циліндричної форми радіусом 1,7 м (середня величина радіусу дна і

«дзеркала» - верхньої поверхні рідкого металу) та висотою 4 м. Донні продувні фурми розташовані на радіусі 1,1м від вертикальної вісі ківша і мали азимутальні координати 49^0 і 311^0. Початок азимутальних координат розташований там де знаходиться кантувач і рахується проти годинникової стрілки. Для зручності показу розрізів місце вводу добавки (феромарганець ФМн78) на поверхню рідкого металу помістили на тому ж радіусі, що і фурми, але азимутальна координата дорівнювала 228^0. Введення добавки здійснювали з висоти 3 м. Маса добавки дорівнювала 0,2; 1 і 2 кг/т (кожна окремо).

Спочатку розрахували гідродинамічний стан металевої ванни до встановлення квазістаціонарного характеру (не змінюється протягом декількох секунд). Розрахунки вели при витратах аргону 200, 400, 600 і 800 л/хв на кожну фурму і застосовуються на практиці при обробці металу на УКП. Вплив маси добавки, що вводиться, на гідродинамічний стан ванни оцінювали по швидкостям потоків металу (зокрема вертикальної складової) у момент вводу останньої.

На рис.1 показана картограма у розгортці поля швидкостей на радіусі розташування фурм з витратами аргону 200 і 800 л/хв на фурму. Над фурмами розташовані зони висхідних потоків до 1,4 м/с у межах витрат аргону, що вивчаються. У зоні падіння добавки, що вводиться, виникають низхідні потоки рідкого металу. Причому найбільші такі швидкості виникають на поверхні металу. При заглибленні ці швидкості зменшуються поки не досягнуть рівня швидкостей до введення добавки. Локалізація впливу обумовлена місцем падіння добавки.

На рис. 2 показані швидкості на радіальному розрізі металевої ванни, який проходить через вертикальну вісь ківша та місце падіння добавки. На рисунку можна побачити наступне: по-перше, чим більше інтенсивність продування металевої ванни, тим більша зона низхідних потоків у глибину ванни; по-друге, при збільшенні маси добавки, збільшується й глибина однакових низхідних швидкостей. Вертикальні складові швидкості на розгортці (рис. 1) і радіальних розрізах (рис. 2) збігаються, це свідчить про тривимірність зображення розрахункової області. Чим більша маса добавки, що вводиться, тим більші екстремальні (максимальні низхідні) швидкості.

На рис. 3 зображені екстремальні вертикальні складові швидкості у площині розгортки на різних азимутах. На розрізі 49 і $311^{0\ \text{азимут}}$ видно ці швидкості при різних витратах аргону, а на розрізі $248^{0\ \text{азимут}}$ спостерігається вплив маси добавки. Але ці низхідні швидкості не відрізняються одна від одної при різних витратах аргону: 74 см/с – 0,2 кг/т, 165 см/с – 1 кг/т, 233 см/с при масі добавки 2 кг/т (рис. 4). На інших азимутальних розрізах вертикальна складова швидкості збільшується з 4 см/с (при 200 л/хв) до 22 см/с (800 л/хв).

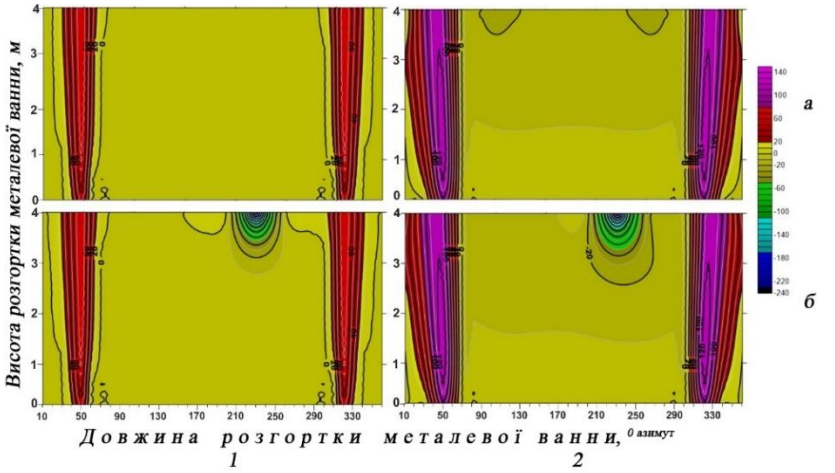


Рисунок 1 – Картограма вертикальної складової швидкості металевих потоків (см/с) у розгортці ванни ківша при обробці на УКП. Розгортка розташована на радіусі віддалення донних продувних фурм від вертикальної осі ківша. Витрати аргону 200 л/хв (1) і 800 л/хв (2). Маса добавки 0 (а) і 2 кг/т (б).

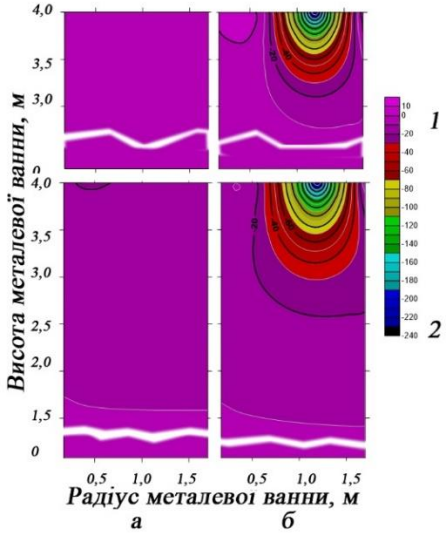


Рисунок 2 – Картограма вертикальної складової швидкостей потоків (см/с) при обробці на УКП у радіальному розрізі ковшової ванни, розташованому у місці введення добавки. Умови відповідно рис. 1.

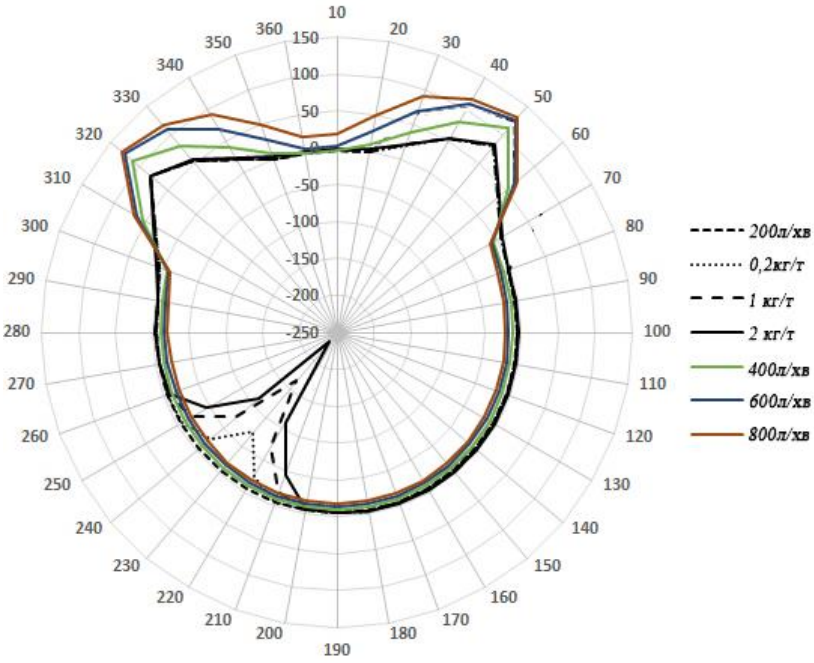


Рисунок 3 – Кругова діаграма екстремальної вертикальної складової швидкості потоків металу при обробці на УКП у розгортці, розташованій аналогічно рис 1.

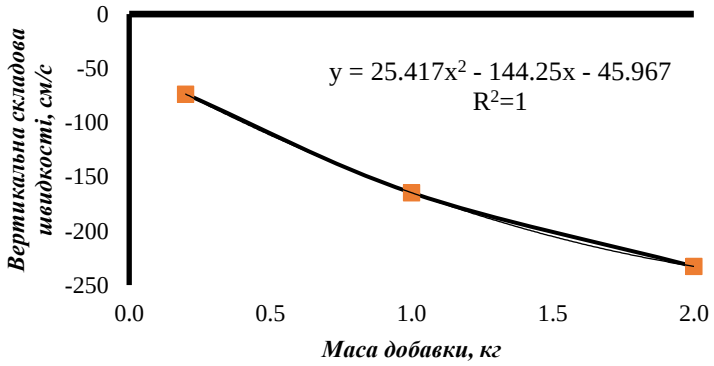


Рисунок 4 – Екстремальна вертикальна складова швидкості потоків металу при обробці на УКП в залежності від маси введеної добавки.

Висновки

1. На основі методу колективного опису динаміки твердих дисперсних фаз в середовищі розроблено математичну модель гідродинаміки розплаву в ківші на етапі позапічної обробки сталі, яка враховує динамічний вплив твердих добавок, що подаються, а також здійснено комп'ютерну реалізацію даної моделі.

2. З використанням розробленого програмного забезпечення проведено серію розрахунків процесу, що розглядається, які дозволили зробити оцінку впливу кількості матеріалів, що подаються, на гідродинаміку розплаву в ківші при різних режимах продування.

3. Встановлено, що хоча гідродинаміка у ківші в цілому (в середньому) не змінюється суттєво при подачі матеріалів, проте у місці їх введення вона змінюється суттєво на якісному рівні, в цьому місці змінюються напрямки і величини потоків середовища, що визначає розташування добавок в розплаві і їх подальшу динаміку після введення.

4. Оскільки з точки зору засвоєння твердих добавок важлива гідродинамічна картина саме в місці їх знаходження, врахування динамічного впливу матеріалів, що вводяться, є суттєвим для визначення раціональних режимів їх введення.

На основі даної моделі планується виконати дослідження масопереносних процесів в ківші для різноманітних матеріалів і технологічних параметрів їх введення.

Перелік посилань

1. Исследование влияния вариантов компоновки донного продувочного узла на перемешивание расплава аргоном на двухпозиционной установке ковш-печь мощностью 45 МВ·А / В. П. Пиптюк, С. Е. Самохвалов, А. Б. Ковура и др. // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2010. №7. С. 213−215.

2. Пиптюк В. П., Логозинский И. Н., Греков С. В. Перемешивание расплава в сталеразливочном ковше с усилением футеровки в бойной части / *Материалы IX международной конференции «Стратегия качества в промышленности и образовании»* 31 мая – 7 июня 2013 г. Технический университет, г. Варна, Болгария. Т. 2. С. 109-112.

3. Влияние усиления футеровки в бойной части сталеразливочного ковша на параметры перемешивания расплава / В.П.Пиптюк, С.Е.Самохвалов, И.Н.Логозинский и др. // *Металург.* 2013. № 7. С.29-34.

4. Численное изучение влияния переменных факторов на перемешивание расплава на установке ковш-печь средней мощности/ В. П. Пиптюк, С. Е. Самохвалов, С. В. Греков и др. // Міждержавна науково-методична конференція «Проблеми математичного моделювання» (19-21 травня 2010 р., м. Дніпродзержинськ). Тези доповідей. Дніпродзержинськ, 2010. С. 81-83.

5. Оценка величины влияния электромагнитных сил на перемешивание ванны установки ковш-печь переменного тока / В. П. Пиптюк, И. В. Крикент, С.

Е. Самохвалов и др. // *Труди конференції «Зварювання та споріднені технології – теперішнє і майбутнє»*, Киев, 25-26 ноября 2013, С. 193.

6. Влияние электромагнитных сил на перемешивание ванны установки ковш-печь переменного тока/ В. П. Пиптюк, И. В. Крикент, С. Е. Самохвалов и др. // *Металл и литьё Украины*. 2014. № 8. С. 3-6.

7. Experimental testing of the validity of mathematical models of hydrodynamics and transfer for the melt-processing conditions in ladle-furnace unit / V. P. Piptyuk, S. E. Samokhvalov, I. A. Pavlyuchenkov et al. // *Springer. Metallurgist*. July 2013, Vol. 57. Issue 3-4. P. 194–198.

8. Разработка модели и исследование процессов плавления тугоплавких добавок на границе раздела фаз / И. А. Павлюченков, В. П. Пиптюк, М. В. Бабенко и др. // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2009. Вып. 20. С. 100-113.

9. Математическая модель плавления куска ферросплава при циркуляционном движении жидкого металла в ковше / А. С. Носков, А. В. Некрасов, В. И. Жучков и др. // *Расплавы*. 1990. № 5. С.113-120.

10. *Математическое моделирование процессов внеагрегатной обработки стали* / В. А. Вихлевщук, А. П. Огурцов, И. А. Павлюченков и др. Киев : ИСМО МО Украины, 1997. 151 с.

11. Вихлевщук В. А., Харахулах В. С., Бродский С. С. *Ковшевая доводка стали.* Днепропетровск : Системные технологии, 2000. 190 с.

12. Лозовая Е. Ю., Некрасов А. В., Жучков В. И. Изучение влияния технологических факторов на время плавления кремнистых ферросплавов в жидком металле. *Расплавы*. 2001. № 3. С. 10-17.

13. Охотский В. Б. Растворение ферросплавов при ковшевом легировании стали. *Процессы литья*. 2003. № 2. С. 3-6.

14. Заякин О. В., Жучков В. И., Лозовая Е. Ю. Время плавления никельсодержащих ферросплавов в стали. *Известия ВУЗов. Чёрная металлургия*. 2007. № 5. С. 13-16.

15. Лозовая Е. Ю., Жучков В. И., Шешуков О. Ю. Определение продолжительности плавления ферросплавов системы Fe-Al в железоуглеродистом расплаве. *Электрометаллургия*. 2007. № 1. С.13-15.

16. Iguchi M., Tanl J., Uemura T., Morita Z. Fiow water phenomenaand heat jet and bubbling jet transf er around a sphere submergedin. *ISIJ International*. 1989. Vol. 29. No. 8. P. 658-665.

17. Iguchl M., Takeuch1 H., Kawabata H., Uemura T., Morita Z. The melting process of rectangular prisms immersed in bubbling jet in a cylindrical vessel. *ISII International.* 1991. Vol. 31. No. l. P. 46-52.

18. Esaka H., Itoga Y., Shinozuka K., Tamura M. In-situ observation of growth and melting of a solid particle using transparent organic alloys. *ISIJ International*. 2006. Vol. 46. No. 6. P. 864–870.

19. González O. J. P., Ramírez-Argáez Marco A., Conejo A. N. Mathematical modeling of the melting rate of metallic particles in the electric arc furnace. *ISIJ International*. 2010. Vol. 50. No. 1. P. 9–1.

20. Rodríguez-Avila Jafeth, Morales Rodolfo D., Nájera-Bastida Alfonso. Numerical study of multiphase flow dynamics of plunging jets of liquid steel and trajectories of ferroalloys additions in a ladle turing tapping operations. *ISIJ*

International. 2012., Vol. 52, No. 5. P. 814–822.

21. Математичне моделювання введення і плавлення добавки у металевому розплаві з врахуванням її кількісного і фракційного складу / К. С. Красніков, С. Є. Самохвалов, В. П. Піптюк та ін // *Всеукраїнська науково-методична конференція «Проблеми математичного моделювання»*, м. Кам'янське, 27-28 травня 2020 р, ДДТУ, 2020. С. 65-67.

22. Самохвалов С. Є. *Теплофізичні процеси в багатофазних середовищах: теоретичні основи комп'ютерного моделювання.* Дніпродзержинськ : ДДТУ, 1994. 172 с.

23. Нигматулин Р. И. *Основы механики гетерогенных сред*. М. : Наука, 1978. 336 с.

24. Самохвалов С. Е. Метод расщепления по физическим факторам для несоленоидального движения газожидкостных сред. *Изж.-физ.ж.* 1998. Т. 71. № 3. С. 454-459.

25. Кабаков Д. Ю., Самохвалов С. Є., Піптюк В. П. *Математичне моделювання переносних процесів в установці піч-ківш.* Дніпродзержинськ : ДДТУ, 2015. 124 с.

26. Огурцов А. П., Самохвалов С. Є. *Математичне моделювання теплофізичних процесів у багатофазних середовищах*. К. : Наукова думка, 2001. 412 с.

27. Белоцерковский О. М., Панарин А. И., Щенников В. В. Метод параметризационной коррекции разностных схем. *ЖВМ и МФ.* 1984. Т. 24. № 1. С. 65-74.

Refernces

1. Piptyuk, V. P., Samokhvalov, S. E., Kovura, A. B., et al. (2010). Issledovaniye vliyaniya variantov komponovki donnogo produvochnogo uzla na peremeshivaniye rasplava argonom na dvukhpozitsionnoy ustanovke kovsh-pech moshchnostyu 45 MV·A. [Study of the influence of bottom blowing unit layout options on melt mixing with argon on a two-position ladle-furnace unit with a capacity of 45 MVA]. *Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost* [*Metallurgical and Mining industry*]. 7, 213−215. [in Russian]

2. Piptyuk, V. P., Logozinsky, I. N., & Grekov, S. V. (2013). Peremeshivaniye rasplava v stalerazlivochnom kovshe s usileniyem futerovki v boynoy chasti [Mixing the melt in a steel-pouring ladle with reinforcement of the lining in the head part]. Proceedings of the IX international conference "Quality Strategy in Industry and Education" May 31 - June 7, 2013. Bulgaria - Technical University - Varna, 2, 109-112. [in Russian]

3. Piptyuk, V. P., Samokhvalov, S. E., Logozinsky, I. N. et al. (2013). Vliyaniye usileniya futerovki v boynoy chasti stalerazlivochnogo kovsha na parametry peremeshivaniya rasplava [The influence of strengthening the lining in the head of a steel-pouring ladle on the melt mixing parameters]. *Metalurg* [*Metallurg*], 7, 29-34. [in Russian]

4. Piptyuk, V. P., Samokhvalov, S. E., Grekov, S. V. et al. (2010). Chislennoye izucheniye vliyaniya peremennykh faktorov na peremeshivaniye rasplava na ustanovke kovsh-pech' sredney moshchnosti [Numerical study of the influence of variable factors on melt mixing in a medium-power ladle-furnace unit]. *Interstate*

scientific and methodological conference "Problems of mathematical modeling" (May 19-21, 2010, Dniprodzerzhinsk). Theses of Confirmations. Dniprodzerzhinsk. P. 81-83. [in Russian]

5. Piptyuk, V. P., Krikent, I. V., Samokhvalov, S. E. et al. (2013). Otsenka velichiny vliyaniya elektromagnitnykh sil na peremeshivaniye vanny ustanovki kovsh-pech' peremennogo toka [Estimation of the influence of electromagnetic forces on the mixing of the bathtub of an AC ladle-furnace unit]. *Proceedings of the conference "Brewing and controversial technologies- current and future"*, Kiev, 25-26 November, 2013. P. 193. [in Russian]

6. Piptyuk, V. P., Krikent, I. V., Samokhvalov, S. E. et al. (2014). Vliyaniye elektromagnitnykh sil na peremeshivaniye vanny ustanovki kovsh-pech' peremennogo toka. [The influence of electromagnetic forces on the mixing of the bath of an AC ladle-furnace unit]. *Metall i lityo Ukrainy* [*Metal and Casting of Ukraine*],, 8, 3-6. [in Russian]

7. Piptyuk, V. P., Samokhvalov, S. E., Pavlyuchenkov, I. A. et al. (2013). Experimental testing of the validity of mathematical models of hydrodynamics and transfer for the melt-processing conditions in ladle-furnace unit. *Springer. Metallurgist*, 57(3–4), 194–198. [in English].

8. Pavlyuchenkov, I. A., Piptyuk, V. P., Babenko, M. V. et al. (2009). Razrabotka modeli i issledovaniye protsessov plavleniya tugoplavkikh dobavok na granitse razdela faz [Development of a model and study of melting processes of refractory additives at the interface]. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 20, 100-113. [in Russian]

9. Noskov A. S.,. Nekrasov A. V, Zhuchkov V. I. et al. (1990). Matematicheskaya model plavleniya kuska ferrosplava pri tsirkulyatsionnom dvizhenii zhidkogo metalla v kovshe [Mathematical model of melting a piece of ferroalloy during the circulation movement of liquid metal in a ladle]. *Rasplavy*, 5, 113-120. [in Russian]

10. Vikhlevshchuk, V. A., Ogurtsov, A. P., Pavlyuchenkov, I. A. et al. (1997). *Matematicheskoye modelirovaniye protsessov vneagregatnoy obrabotki stali* [Mathematical modeling of processes of extra-aggregate processing of steel]. ISMO MO. [in Russian]

11. Vikhlevshchuk, V. A., Kharakhulakh, V. S., & Brodsky, S. S. (2000). *Kovshevaya dovodka stali* [Bucket finishing of steel]. Sistemnyye tekhnologii. [in Russian]

12. Lozovaya, E. Yu., Nekrasov, A. V., & Zhuchkov, V. I. (2001). Izucheniye vliyaniya tekhnologicheskikh faktorov na vremya plavleniya kremnistykh ferrosplavov v zhidkom metalle [Study of the influence of technological factors on the melting time of silicon ferroalloys in liquid metal]. *Rasplavy*, 3, 10-17. [in Russian]

13. Okhotsky V. B. (2003). Rastvoreniye ferrosplavov pri kovshevom legirovanii staliю [Dissolution of ferroalloys during ladle alloying of steel] *Protsessy litya* [Casting processes], 2, 3-6. [in Russian]

14. Zayakin, O. V., Zhuchkov, V. I., & Lozovaya, E. Yu. (2007). Vremya plavleniya nikel'soderzhashchikh ferrosplavov v stali. [Melting time of nickel-containing ferroalloys in steel]. *Izvestiya VUZov. Chornaya metallurgiya*, 5, 13-16. [in Russian]

15. Lozovaya, E. Yu., Zhuchkov, V. I., & Sheshukov, O. Yu. (2007). Opredeleniye prodolzhitel'nosti plavleniya ferrosplavov sistemy Fe-Al v zhelezouglerodistom rasplave [Determination of the duration of melting of ferroalloys of the Fe-Al system in an iron-carbon melt] *Elektrometallurgiya.* [*Electrometallurgy*], 1, 13-15. [in Russian]

16. Iguchi, M., Tanl, J., Uemura, T. & Morita, Z. (1989) Fiow water Phenomena and Heat Jet and Bubbling Jet Transfer around a Sphere Submergedin. *ISIJ International*, 29(8), 658-665

17. Iguchl, M., Takeuchi, H., Kawabata, H., Uemura, T., & Morita, Z. (1991). The Melting Process of Rectangular Prisms Immersed in Bubbling Jet in a Cylindrical Vessel. *ISII International*, 31(1), 46-52

18. Esaka, H., Itoga, Y., Shinozuka, K., & Tamura, M. (2006). In-situ Observation of Growth and Melting of a Solid Particle Using Transparent Organic Alloys. *ISIJ International*, 46(6), 864–870

19. González, O. J. P., Ramírez-Argáez Marco, A., & Conejo, A. N. (2010). Mathematical Modeling of the Melting Rate of Metallic Particles in the Electric Arc Furnace. *ISIJ International*, 50(1), 9-1

20. Rodríguez-Avila, J., Morales, R. D., & Nájera-Bastida, A. (2012). Numerical Study of Multiphase Flow Dynamics of Plunging Jets of Liquid Steel and Trajectories of Ferroalloys Additions in a Ladle Turing Tapping Operations. *ISIJ International*, 52(5), 814–822

21. Krasnikov, K. S., Samokhvalov, S. E., Piptyuk, V. P. et al. (2020). Matematichne modelyuvannya vvedennya i plavlennya dobavki u metalevomu rozplavi z vrakhuvannyam ii kílkisnogo i fraktsiynogo skladu [Mathematical modeling of the introduction and melting of additives in metal melting from the liquid and fractional storage] All-Ukrainian scientific and methodological conference “Problems of mathematical modeling”, Kamyanske, May 27-28, 2020, DDTU, pp. 65- 67.

22. Samokhvalov, S. E. (1994). *Teplofizichní protsesi v bagatofaznikh seredovishchakh: teoretichní osnovi komp'yuternogo modelyuvannya*. [Thermophysical processes in rich-phase media: theoretical foundations of computer modeling]. DDTU. [in Ukrainian]

23. Nigmatulin, R. I. (1978). O*snovy mekhaniki geterogennykh sred* [Fundamentals of mechanics of heterogeneous media]. Nauka. [in Russian]

24. Samohvalov, S. E. (1998). Metod rasshcheplenyya po fyzycheskym faktoram dlya nesolenoydal′noho dvyzhenyya hazozhydkostnykh sred [The splitting method by physical factors for the non-solenoid motion of gas-liquid media]. *Izzh.-Phys.Zh*. 7193), 454-459. [in Russian]

25. Kabakov, D. Yu., Samokhvalov, S. E., & Piptiuk, V. P. (2015). *Matematychne modelyuvannya perenosnykh protsesiv v ustanovtsi pich-kivsh*. [Mathematical modeling of portable processes in the furnace-ladle unit]. DDTU. [in Ukrainian]

26. Ogurtsov, A. P., & Samohvalov, S. E. (2001). *Matematychne modelyuvannya teplofizychnykh protsesiv u bahatofaznykh seredovyshchakh* [Mathematical modeling of thermophysical processes in multiphase environments]. Naukova dumka [in Ukrainian]

27. Belotserkovsky, O. M., Panaryn, A. I. Shchennikov, V. V. (1984). Metod parametryzatsyonnoy korrektsyy raznostnykh skhem. [The method of parameterization correction of difference schemes]. *ZHVM and MF*, 24(1), 65-74. [in Russian]

S. Ye. Samokhvalov[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, Professor, ORCID 0000-0002-7362-213X
V. P. Piptyuk[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-2915-1756
S. V. Grekov[1], Researcher, ORCID 0000-0002-2848-0999

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

INFLUENCE OF THE QUANTITY OF THE ADDITIVE ON THE HYDRODYNAMICS OF THE METAL BATH IN THE LADLE

Abstract. It is known that steel production involves the use of various solid additive materials, which are introduced into the liquid metal bath at the stages of converting and outfurnace processing. The vast majority of such materials are supplied in lump form and in significant quantities. The volume of the additive can vary from 0.05 to several tens of kilograms per ton of molten steel, depending on the technological production conditions and other requirements. Until now, various studies and calculations on the efficiency of using additive materials in steel production were based on considering the behavior of their separate piece in a liquid metal bath. At the same time, the theoretical description of the hydrodynamic state of the metal bath did not take into account the influence of the amount of added additive. At the same time, as it seems to the authors of the article, it is precisely this factor that can influence the accuracy of the calculated results and, most importantly, increase the error in further assessment of the effectiveness of using high-value and mainly imported materials. The article, as the first stage of theoretical consideration and assessment of the influence of variable factors on the degree of use of additive materials and in order to increase the efficiency of their use, presents a theoretical interpretation and shows the feasibility of taking into account in improved mathematical models the processes of melting (dissolution) and assimilation of solid materials by the metal melt introduced quantitative factor, as one of the significant parameters of complex physical and chemical processes. Using the example of lump ferromanganese grade FeMn78, as an additive material, which was introduced in different quantities (from 0,2 to 2 kg/t) into a ladle with a capacity of 250 tons during metal processing in a ladle-furnace unit (LF) with simultaneous bottom argon purging within the range of 200 – 800 l/min through each of the two tuyeres, the dependence of the influence of the amount of additive on the change in the hydrodynamics of the liquid metal bath is shown.

Key words: amount of additive material, hydrodynamics of a liquid metal bath.

For citation: Samokhvalov, S. Ye., Piptyuk, V. P., & Grekov, S. V. (2023). Influence of the quantity of the additive on the hydrodynamics of the metal bath in the ladle. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 231-245. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-231-245

Стаття надійшла до редакції збірника 12.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-246-259
УДК 669.184.244.66:669.184.235.083.133

С. І. Семикін[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-7365-2259
Т. С. Голуб[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-9269-2953
Л. С. Молчанов[1], к.т.н., зав. відділом, ORCID 0000-0001-6139-5956
П. Г. Прокопенко[1], головний метролог

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

АНАЛІЗ МЕХАНІЗМІВ ВПЛИВУ АКТИВІЗОВАНИХ СТРУМЕНІВ КИСНЮ НА ПРОЦЕСИ ВИДІЛЕННЯ ПИЛУ В КИСНЕВО-КОНВЕРТЕРНОМУ ВИРОБНИЦТВІ

Анотація. У світовій практиці чорної металургії у зв'язку із загостренням питання екологічності процесу виробництва та необхідністю пошуку нових методів загального поліпшення технологічності все частіше звертаються до нетрадиційних способів інтенсифікації, які розширюють можливості існуючих металургійних процесів і не вимагають значних капіталовкладень і кардинальних змін виробництва. У зв'язку з цим, актуальним є проведення досліджень з вивчення способів впливу активізованими кисневими струменями шляхом створення активного озоновмісного газового потоку через верхню продувну фурму. Ресурсо- і енергозберігаючий ефект в цьому випадку може бути отриманий за рахунок: підвищення ступеня засвоєння кисню розплавом з відповідною інтенсифікацією тепло й масообмінних процесів у конвертерній ванні, що призводить до підвищення продуктивності кисневих конвертерів; економії шихтових матеріалів за рахунок поліпшення шлакоутворення й виключення високовартісних розріджувачів лаку; зниження інтенсивності димоутворення й виносу пилу з агрегату в результаті взаємодії активізованого окислювального струменя з часточками пилу. Дослідження проведено за отриманими лабораторними результатами вивчення активізації кисневого газового струменя кистьовим електричним розрядом при продувці як холодної моделі (що імітувала продувну фурму) так і в моделі кисневого конвертера. процес високовольтної активізації кисню і кисеньвмісних газів призводить до додаткової термічної дисоціації молекул кисню з формуванням іонів і заряджених комплексів (радикалів) позитивного і негативного заряду. Проведене аналітичне дослідження встановило переважне формування позитивних частинок в газовому потоці по всій довжині струменя, що сприяє утворенню молекул озону з більш високою окисною здатністю ніж кисень, та надання позитивного заряду газовому потоку з можливістю притягування й укрупнення часточок пилу з подальшим осіданням їх у ванні.

Ключові слова: киснево-конверторний процес, верхня продувка, електричний розряд, озон, йони, активізація, пилоутворення.

Посилання для цитування: Аналіз механізмів впливу активізованих струменів кисню на процеси виділення пилу в киснево-конвертерному виробництві / С. І. Семикін, Т. С. Голуб, Л. С. Молчанов, П. Г Прокопенко //

Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. 2023. Вип. 37. С. 246-259. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-246-259

Стан питання. Існуючі в даний час класичні методи продувки конвертерної ванни киснем через верхні фурми потребують вдосконалення та модернізації з метою забезпечення як ресурсо-енергозбереження, так і дотримання екологічних норм, які стають все жорсткішими. Металургійна галузь посідає одне з перших місць серед всіх інших галузей промисловості за атмосферними викидами. У конвертерному цеху основними джерелами забруднення навколишнього природного середовища є пило-газовиділення, що відходять з конвертера внаслідок високих швидкостей взаємодії струменя продувного газу з металевою ванною і розвитку високих температур [1-4].

Новим напрямом у модернізації існуючих конвертерних процесів може стати застосування у конвертерному виробництві електрично активізованих газових струменів, що містять, насамперед, кисень [5-8]. Ресурсо- та енергозберігаючий ефект у зазначеному випадку може бути отриманий за рахунок:

- підвищення ступеня засвоєння розплавом хімічно більш активного газового потоку, ніж кисневий (насиченого озоном газу), з відповідною інтенсифікацією тепло-масообмінних процесів, що призводить до підвищення продуктивності кисневих конвертерів;

- так і зниження інтенсивності димоутворення та пиловиділення з агрегату в результаті електростатичної взаємодії активізованого окислювального струменя з часточками пилу.

Мета роботи. Експерименти, що були проведені на фізичній моделі кисневої фурми для активізації кисневого струменя кистьовим електричним розрядом показали наявність активізації кисеньвмісного потоку з формуванням іонів (кисеньвмісних радикалів) і молекул озону [9]. У зв'язку з цим були проведені розрахунково-аналітичні дослідження, спрямовані на визначення властивостей формованих частинок від іонного стану до молекули озону.

Основний матеріал досліджень. Розрахунково-аналітичні дослідження передбачали визначення енергії активації, тобто переходу у збуджений стан атому кисню та визначення загальної енергії іону кисню O^{2-}.

*Розрахунок енергії активації / переходу у збуджений стан атома кисню.*Визначення енергетичних втрат при переході атому кисню в іонізований стан були використані методики, запропоновані в роботах [10, 11]. Таким чином, для атома кисню відповідно до його електронної будови на орбіталях 1s, 2s, 2p знаходяться три типи електронів (рис. 1 та 2).

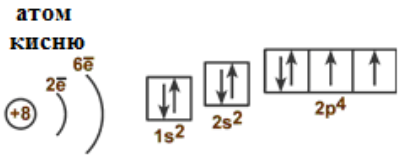


Рисунок 1 – Діаграма будови атома кисню.

Молекула кисню в своєму звичайному стані відрізняється від інших газоподібних елементів тим, що має два неспарених електрона, тобто є бірадікалом. В цілому, загальні механізми відновлення кисню в біохімічних реакціях відбуваються за участю тільки одного електрона, а кисень є досить стабільною молекулою, яка має властивість сильного окислювача.



Рисунок 2 – Будова молекули кисню (крапками вказані електрони на зовнішній орбіталі).

Молекула кисню легко вступає в реакції, пов'язані з приєднанням "недоотриманих" електронів, оскільки вона має два неспарених електрона на зовнішній орбіталі. При протіканні реакцій молекула кисню зазнає трансформації з утворенням іонів різного знаку, в залежності від кількості електронів на зовнішній орбіта лі (рис. 3).

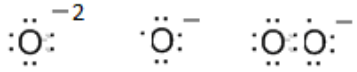


Рисунок 3 – Будова іонів кисню.

Будову молекули озону можна умовно зобразити різними способами. Наприклад, комбінацією двох крайніх (резонансних) структур. Кожна з таких структур не існує в реальності, а справжня молекула являє собою щось середнє між двома резонансними структурами (рис. 4).

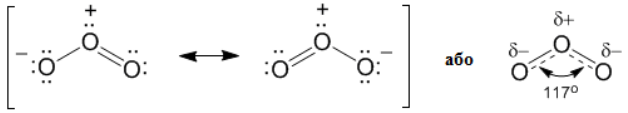


Рисунок 4 – Будова молекули озону (крапками вказані електрони на зовнішній орбіталі).

Розрахунок інтегральних енергетичних характеристик молекул і іонів ґрунтується на парціальних константах електростатики для трьох типів електронів, що визначаються з кількості пар електронів, що взаємодіють з даним електроном [12-14]:

$$k^{(1)} = N_{1s} - 1 + \frac{N_{2s}}{4} + \frac{N_{2p}}{4 - 1/3};$$
$$k^{(2)} = \frac{N_{1s}}{4} + \frac{N_{2s} - 1}{4} + \frac{N_{2p}}{4};$$
$$k^{(3)} = \frac{N_{1s}}{4 - 1/3} + \frac{N_{2s}}{4} + \frac{N_{2p} - 1}{4 - 2/3}. \quad (1)$$

де N_{1s}, N_{2s}, N_{2p} - кількість електронів на орбіталях 1s, 2s, 2p.

Повна константа електростатичної взаємодії має вигляд:

$$k_N = N_{1s}k^{(1)} + N_{2s}k^{(2)} + N_{2p}k^{(3)},$$
$$N = N_{1s} + N_{2s} + N_{2p.} \quad (2)$$

Константа електростатики з урахуванням константи парної взаємодії:

$$K_N = k_N K_2 - 0,2F_2\left(N_{2p} - 1 + \delta\right);$$
$$\delta = 0;$$
$$\delta = 1, N_{2p} = 1,3,6, \quad (3)$$

де константа взаємодії другого порядку по водородоподібній моделі: $F_2 = 45 / 512$.

Інтегральні параметри атомів розраховуються по наступним формулам:

$$\xi_N = \frac{N_{1s}}{2} + \frac{N_{2s} + N_{2p}}{8};$$
$$E_N = -\xi_N\left(Z - \frac{K_N}{2\xi_N}\right). \quad (4)$$

У всіх наведених вище формулах розрахунок енергії багатоелектронного атома проводиться аналітично. При цьому в формули підставляються тільки числа електронів на оболонках і квантові числа, що їм відповідають. Невідомим залишається параметр парної взаємодії.

Константу парної взаємодії можна визначити аналітично з умови мінімуму енергії атома в залежності від числа електронів. Отже розрахунок константи K_2 можна провести за формулою:

$$K_2 = \frac{Z}{k'/\xi' - k_N / 2\xi_N}. \quad (5)$$

Оптимальне значення константи парної взаємодії для кисню, *p*-

елементу другого періоду, складає 0,56382.

Для розрахунку енергії молекули кисню O_2 використаємо формулу, яка враховує взаємодію двох атомів кисню:

$$E = E_1 + E_2 - \frac{x^2}{r} 27,2, \quad (6)$$

де E_1, E_2 – енергія атомів, x – кількість електронів, що утворили загальну електронну пару, r – ефективний радіус. Розрахунок аналогічних параметрів для молекули озону проведемо по формулі:

$$E = E_1 + E_2 + E_3 - \frac{x^2}{r} 27,2. \quad (7)$$

Узагальнені відомості стосовно енергетичних параметрів з'єднань кисню у атомарній та іонній формах представлено в таблиці 1.

Таблиця 1 – Розраховані значення інтегральних параметрів стану кисню в залежності від його конфігурації.

Конфігурація	O_3	O_2	O	O^-	O^{2-}
Ξ	2,250	2,250	1,750	1,875	2,000
-E, eB	4285,9	2837,6	1388,6	1220,0	1053,6

Відповідно до даних представлених в таблиці 1 можна зробити висновок, що енергія електростатичної взаємодії в молекулі вище, ніж в атомарному або іонному стані, що пов'язано з великою кількістю електронів в електронній конфігурації молекули. Також таблиця відображає загальну закономірність – збільшення електростатичної взаємодії зі збільшенням кількості електронів в електронній конфігурації атома. Відповідно до цього зменшуються за абсолютною величиною енергія взаємодії з ядром і кінетична енергія. Фізично це відбувається внаслідок того, що в результаті відштовхування електронів один від одного збільшуються радіуси атомних орбіт і зменшується енергія взаємодії з ядром. У молекулі ж, навпаки, енергія взаємодії з ядром досить велика.

Фактично утворення озону під дією високовольтного розряду, згідно з результатами досліджень ряду авторів [15-18], проходить як фотометричним шляхом, тобто через порушення молекули кисню, так і в результаті рекомбінації іонів. Магі і Бартон [15] припускають, що процеси іонізації призводять до утворення двох молекул озону на пару іонів, а процеси первинного збудження - близько 5 молекул на пару іонів з протіканням, поряд з іншими, наступної реакції:

$$O_2^+ + O_2^- \rightarrow O + O_3. \quad (8)$$

Разом на пару іонів мусить виходити близько 7 молекул озону, що

відповідає приблизно 20 молекулам / 100 еВ.

Згідно відомостей представлених у работах [15-18] утворення озону відбувається за рахунок реакцій між збудженими радикалами при розпаді молекул кисню в результаті електричного розряду, тобто аналогічно фотохімічному шляху:

$$O_2 + O_2 \rightarrow O_3 + O; \quad (9)$$

$$O + O_2 + M \rightarrow O_3 + M, \quad (10)$$

де М – сума вкладів різних газів в реакцію утворення озону.

При підвищенні потенціалу іонізації вихід озону збільшується (за даними Анрі [17-18] з 6 В до 21 В) практично в три рази. В цьому випадку активними частинками вже є атоми або атомарні іони кисню, тому що за вимірюваннями Тета і Хагструм [18] вже при 18,9 еВ можливий процес утворення атомарного іона кисню за схемою:

$$O_2 + e \rightarrow O^+ + O^- + e. \quad (11)$$

Таким чином, в утворенні озону, мабуть, є активними як атоми, так і збуджені молекули і іони. З огляду на це, схема утворення озону при електронному ударі може бути представлена наступним чином:

1) процес утворення активних часток:

$$O_2 \rightarrow O_2^+; \quad (12)$$

$$O_2 \rightarrow O^+ + O \text{ (або } O^+ + O^- + e); \quad (13)$$

$$O_2 + e \rightarrow O_2^-; \quad (14)$$

$$O_2 \rightarrow O_2^*, \quad (15)$$

де O_2^* - молекула кисню в критично збудженому стані.

2) первинні процеси утворення озону:

$$O_2^+ + O_2^- \rightarrow \begin{cases} O + O_3; \\ O_2^* + O_2; \\ O^* + O + O_2; \\ O^* + O^* + O_2; \end{cases} \quad (16)$$

$$O^+ + O_2 + M \rightarrow O_3^+ + M; \quad (17)$$

$$O^- + O_2 + M \rightarrow O_3^- + M; \quad (18)$$

$$O_2^* + O_2 \rightarrow O_3 + O. \quad (19)$$

3) вторинні процеси утворення озону:

$$O_2 + O + M \rightarrow O_3 + M; \quad (20)$$

$$O_2^* + O_2 \rightarrow O_3 + O. \quad (21)$$

В ході проведення в даній роботі вимірів розподілу заряджених

частинок по довжині струменя було встановлено, що в разі продувки киснем і кисеньвмісними газами іонний струм був вище, коли на зонді був негативний заряд (приблизно на 15-30%). Причому різниця була меншою при наближенні до зрізу сопла (таблиці 2-4). Це, ймовірно, свідчить про те, що при активізації кисню формується велика частка позитивних іонів кисню на всьому протязі струменя, які повинні брати участь в рекомбінації з частинками пилу, що несуть негативний заряд, і сприяти їх коагуляції. Крім того частинки пилу з негативним зарядом можуть осідати на стовбурі фурми, відаючи свій заряд, що також сприяє зниженню кількості пилу, що виноситься з агрегату під час продувки рідкої ванни.

Таблиця 2 – Середній рівень зареєстрованого іонного току на зонді при різних положеннях електрода відносно зрізу сопла при продувці киснем (тиск газу 0,05-0,2 МПа).

№ з/п	Положення електрода відносно зрізу сопла, мм	Величина іонного струму, нА при замірі					
		Негативних іонів на відстані, мм			Позитивних іонів на відстані, мм		
		10	30	100	10	30	100
1	0	640-1010	190-210	63-104	800-1223	210-277	60-120
2	-5*)	520-624	124-178	70-96	700-802	136-200	77-98
3	-10	1200-2300	76-150	27-75	2180-3250	82-169	42-93
4	-15	88-64	37-32	22-19	125-120	51-47	25-21
5	-20	20-5	8-7	5-2	23-7	12-7	9-7

*) мінус значить заглиблення електрода до фурми.

Таблиця 3 – Середній рівень зареєстрованого іонного току на зонді при різних положеннях електрода відносно зрізу сопла при продувці повітрям (тиск газу 0,05-0,2 МПа).

№ з/п	Положення електрода відносно зрізу сопла, мм	Величина іонного струму, нА при замірі					
		Негативних іонів на відстані, мм			Позитивних іонів на відстані, мм		
		10	30	100	10	30	100
1	0	160-240	94-110	58-98	160-240	96-130	60-120
2	-5*)	130-160	60-90	60-90	140-160	65-93	62-94
3	-10	250-650	38-74	22-72	400-1000	40-80	40-90
4	-15	27-22	18-17	18-17	34-25	28-25	20-21
5	-20	3-1	2-1	1-0	16-5	14-5	7-5

*) мінус значить заглиблення електрода до фурми

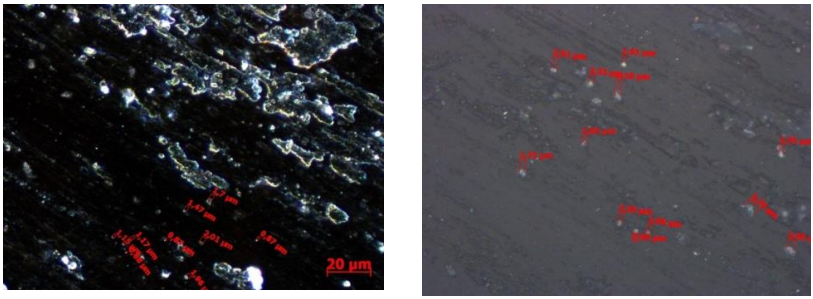
Підтвердженням висловленого припущення про коагуляцію частинок пилу можуть служити результати проведеного додатково дослідження проб відібраної з димовідводу пилу. Для аналізу була зібрана і підготовлена порція пилу на плавці, що була проведена з високовольтною активізацією і без неї. Дослідження було проведено за

допомогою мікроскопа Аксіоверт 200М МАТ в відбитому світлі при 800^x збільшенні. Результати представлені у вигляді фото на рис. 5-6.

Таблиця 4 – Середній рівень зареєстрованого іонного току на зонді при різних положеннях електрода відносно зрізу сопла при продувці вуглекислим газом (тиск газу 0,05-0,2 МПа).

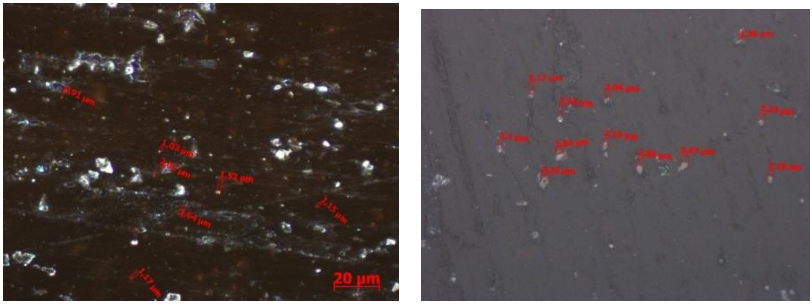
№ з/п	Положення електрода відносно зрізу сопла, мм	Величина іонного струму, нА при замірі					
		Негативних іонів на відстані, мм			Позитивних іонів на відстані, мм		
		10	30	100	10	30	100
1	0	410-867	72-110	50-90	412-850	70-110	55-90
2	-5*)	250-420	65-100	50-88	255-420	70-100	55-88
3	-10	100-230	55-87	27-53	99-235	57-90	30-55
4	-15	34-61	9-14	6-12	35-60	10-16	8-12
5	-20	5-10	5-7	2-4	5-10	5-8	2-3

*) мінус значить заглиблення електрода до фурми.



а б

Рисунок 5 – Фотографі зразка пилу при збільшенні у 800 ^{x}, відібраного з порівняльної плавки: а - без світлового фільтру; б - з світловим фільтром.



а б

Рисунок 6 – Фото зразка пилу при збільшенні у 800 ^{x}, відібраного з дослідної плавки: а - без світлового фільтру; б - з світловим фільтром.

Аналіз зразків пилу показав, що на плавках, проведених з високовольтною активізацією кисневого потоку, середній розмір частинок пилу в зразку становив 0,2·10-6 м, а на порівняльній плавці – $0{,}17\cdot10^{-6}$ м, при цьому кількість частинок з розміром більше $0{,}2\cdot10^{-6}$ м в полі зору мікроскопа в зразку на дослідній продувці було на 40% більше, ніж в зразку на порівняльній продувці, що підтверджує припущення про більш активну коагуляцію частинок на дослідній плавці.

Також слід зазначити відмінність в кольорі матеріалів пилу: на дослідному зразку вони мали характерний рудо-коричневий відтінок, а на порівняльному – сіро-зелений. Це свідчить про розвиток під дією електричних розрядів вторинних процесів в високотемпературній зоні газової фази між продуктами основних реакцій з відповідною зміною хімічного складу частинок пилу, і, перш за все, в зміні співвідношення оксидів заліза (Fe_2O_3 / FeO) в бік збільшення частки вищих оксидів в дослідному варіанті.

Сформовані молекули озону не стабільні, отже, процес їх утворення протікає паралельно процесу розпаду також з формуванням іонів та збуджених атомів і молекул. Тут можливі наступні процеси:

1) первинні процеси розпаду озону:

$$O_3^+ + O_2 \rightarrow O_2^+ + O + O_2 \text{ або } O_2 + O_2 + O^+; \quad (22)$$

$$O_3^+ \rightarrow O_2^+ + O; \quad (23)$$

$$O_3^- + O_2 \rightarrow O_2^- + O + O_2 \text{ або } O_2 + O_2 + O^-; \quad (24)$$

$$O_3^- \rightarrow O_2^- + O; \quad (25)$$

$$O_3^+ + O_3^- \rightarrow 3O_2. \quad (26)$$

2) вторинні процеси розпаду озону:

$$O_3 + O \rightarrow 2O_2; \quad (27)$$

$$O_3 + O_2^* \rightarrow O_2 + O_2 + O. \quad (28)$$

Відповідно, далі при контакті з рідким металом активізовані молекули і вже сформовані в результаті дисоціації озону іони готові вступати в реакцію з основними компонентами розплаву.

При визначенні механізму взаємодії газоподібного кисню з металевим розплавом необхідно враховувати, що молекули кисню в присутності атомів заліза повинні долати енергетичний бар'єр, проходячи стадію термічної іонізації [19]. Отже, в разі проведення високовольтної активізації іони, що вміщують кисень, надходять вже підготовленими в зону взаємодії, і створюються сприятливі умови для протікання реакцій.

Відповідно до роботам С. І. Попеля [19], етапом, що лімітує швидкість 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. Це представляється наступним рівнянням [19-20]:

$$\{O_2\}_{газ} = 2[O]_{адс}\,. \qquad (29)$$

У той же час, при розгляді окремих сторін механізму надходження кисню в металевий розплав, виходячи з умов мінімізації енергетичних витрат, слід припустити, що молекули кисню, адсорбовані на поверхні металевого розплаву, розташовуються невипадковим чином, а відчуваючи електричне вплив з боку металевої матриці і узагальненої електронної хмари провідності, властивої металевим системам, розташовуються строго орієнтовано, утворюючи на поверхні подвійний поляризаційний шар. В цьому випадку, процес дисоціації (ділення) молекули кисню завершується утворенням двох протилежно заряджених іонів кисню. Такому поділу, ймовірно, передує момент максимального зсуву електронної хмари в молекулі кисню до одного з двох атомів, в результаті чого, один атом (у вигляді іона) поглинається (розчиняється) в металевому розплаві, а інший атом (також у вигляді іона), відчуваючи відштовхуючий електричний вплив, переходить в газову або шлакову фази за схемою:

$$\{O_2\}_{газ} = [O]^{2-}_{адс} + \{O\}^{2+}_{газ}\,. \qquad (30)$$

Як наслідок, кисень вступає в реакції з атомами заліза по реакціям в молекулярному вигляді:

$$\tfrac{1}{2}\{O_2\}_{газ} + [Fe]_{метал} = [FeO]_{метал\ адс.} \text{ або } (FeO)_{шлак}\,; \qquad (31)$$

$$\tfrac{1}{2}\{O_2\}_{газ} + 2(FeO)_{шлак} = (Fe_2O_3)_{шлак}\,. \qquad (32)$$

Або за іонною схемою:

$$\{O_2\}_{газ} \begin{cases} \{O\}^{2-}_{метал\ адс.} + [Fe]_{метал} \rightarrow [O]^{2-}_{Fe\ розчинений} \rightarrow (O)^{2-}_{Fe}; & (33) \\ \{O\}^{2+}_{газ} + (O)^{2-}_{Fe} \rightarrow (FeO_2)^{-}_{шлак}.. & (34) \end{cases}$$

Далі сформовані кисеньвмісні комплекси вступають в реакції з компонентами розплаву:

$$2(FeO_2)^{-}_{шлак} + [Fe]_{метал} = 3(Fe)^{2+}_{шлак} + 4(O)^{2-}_{шлак}; \qquad (35)$$

$$(O)^{2-}_{Fe} + [C]_{метал} = \{CO\}_{газ} + 2e^{-}; \qquad (36)$$

$$4(O)^{2-}_{Fe} + [Si]_{метал} = (SiO_4)^{4-}_{шлак} + 4e^{-}; \qquad (37)$$

$$(O)^{2-}_{Fe} + [Mn]_{метал}^{2+} = (MnO)_{шлак}\,. \qquad (38)$$

Формування другої групи комплексів викликано енергетичними труднощами в подоланні атомом кисню подвійного електричного шару, сформованого на кордоні взаємодіючих фаз. Фактичне їх співвідношення визначається ступенем розвитку компенсаційних

процесів і безпосередньо пов'язане з кінетичними умовами подачі кисню на поверхню розплаву: чим вище інтенсивність продувки, тим менше кисню йде на утворення (FeO). В результаті нормальний перебіг реакції супроводжується насиченням поверхневого шару металевого розплаву киснем у вигляді комплексів $[O]^{2-}_{Fe\ розчинений}$, які є донорами по перенесенню кисню з газової фази в металевий розплав з подальшою взаємодією розчиненого кисню з домішками по реакціях 36 - 38.

Гальмування процесу переходу негативного іона кисню в метал призводить до активного формування шлаку на поверхні, і навпаки, надходження негативних іонів кисню сприяє більш активному протіканню реакцій окислення домішок розплаву, в першу чергу вуглецю.

Формування негативних кисневих іонів при дисоціації озону активізують процеси окислення основних домішок розплаву, легше засвоюючись металевою ванною (для них вже подолано необхідний енергетичний бар'єр формування іонів кисню).

Висновки

Процес високовольтної активізації кисню і кисеньвмісних газів призводить до додаткової термічної дисоціації молекул кисню з формуванням іонів і заряджених комплексів (радикалів) позитивного і негативного заряду. При цьому встановлене переважне формування позитивних частинок в газовому потоці по всій довжині сприяє за відомою схемою, по-перше, утворення молекул озону, що володіють більш високою окисною здатністю ніж кисень, по-друге, позитивно заряджений газовий потік бере участь в об'єднанні і укрупненні частинок пилу, які, як відомо, несуть негативний заряд, а значить сприяє їх коагуляції і осіданню в поле дії гравітаційних сил, повертаючись в сталеплавильну ванну, або осідаючи на стовбурі фурми.

Молекули озону виступають в ролі постачальника високоактивних позитивно і негативно заряджених іонів кисню, прискорюючи основні металургійні реакції з рафінування металу від домішок і, перш за все, інтенсифікують протікання реакції окислення вуглецю, що і було відзначено в даній роботі.

Перелік посилань

1. Recent advancements in source reduction and recycling technologies for converter dust/ Yun Zhou, Rong Zhu, Guangsheng Wei //*Energy Reports*. 2022. Vol. 8. 2022. P. 7274-7285.

2. Branca T. A., Fornai B., Colla V. Industrial symbiosis and energy efficiency in European process industries: A review. *Sustainability*. 2021. Vol. 13, No. 16. P. 9159.

3. Chen Z. B. The current state and development of recovery and utilization technology of domestic converter gas. *Metall. Power*. 2003. Vol. 1. P. 9-12.

4. Delhaes C., Hauck A., Neuschütz D. Mechanisms of dust generation in a stainless steelmaking converter. *Steel Res*. 1993. Vol. 64, No. 1. P. 22-27.

5. Патент SU135471. Способ выплавки стали / Ю. И. Жаворонков, Ю. Н.

Давыдов, Б. Н.Николаев [и др.] / Опубл. 15.01.92. Бюл. № 2.

6. Бурнаков К. К., Рябухин А. Г., Смирнов Л. А. Абсолютные скорости реакции окисления углерода при продувке стали кислородом и озоном. *Металлы*. 1989. № 4. С. 48-52.

7. Донской А. В., Клубинкин В. С. *Электро- плазменные процессы и установки в машиностроениию*. Л. : Машиностроение, 1979. 231 с.

8. Mihovsky M. Thermal plasma application in metallurgy. *Journal of the University of Chemical Technology and Metallurgy*. 2010. Vol. 45, No. 1. P. 3-18.

9. Стендовое исследование особенностей электрофизической активизации газового кислородсодержащего потока / С. И. Семыкин, Т. С. Голуб, П. Г. Прокопенко // *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті*. Дніпро: НМетАУ-ІВК «Системні технології». 2019, № 22. Р. 94-103.

10. Кустов Е. Ф., Кустов Д. Е. *Энергетическая структура атом, молекул, твёрдыхтел*. -М. : Издательство МЭИ, 2001. 50 с.

11. Зайцев Ю. В., Кузищина Т. К., Кустов Д. Е. *Расчёт физико-химических характеристик элементов проводников*. М. : Издательство МЭИ, 2001. 8 с.

12. Филиппов Ю. В., Вобликова В. А., Пантелеев В. И. *Электросинтез озона*. М. : Изд-во Московского университета, 1987.

13. Лунин В. В., Попович М. П., Ткаченко С. Н. *Физическая химия озона*. М. : Изд-во Московского университета, 1998.

14. Самойлович В. Г., Гибалов В. И., Козлов К. В. *Физическая химия барьерного разряда*. М. : Изд-во Московского университета. 1989.

15. Magee J. L., Barton M. *J. Am. Chem. Soc.* 1951. Vol. 73. P. 523-530.

16. Wansbrough-Jones O. H. *Proc. Roy. Soc.* 1930. Vol. 127. P. 530-538.

17. Henry L. A. M. *Bull. Soc.Chim. Belg*. 1931. Vol. 40. P. 339-345.

18. Kruger F., Zickermann C. *Z. Phys*., 1936. Vol. 99. P. 428-452.

19. Есин О. А., Гельд П. В. *Физическая химия пирометаллургических процессов*. М. : Металлургия,1966. 598 с.

20. Попель С. И., Сотников А. И., Бороненков В. Н. *Теория металлургических процессов*. М. : Металлургия, 1986. 463 с.

References

1. Zhou, Y., Zhu, R., & Wei, G. (2022). Recent advancements in source reduction and recycling technologies for converter dust. *Energy Reports*, 8, 7274-7285

2. Branca, T. A., Fornai, B., & Colla, V. (2021). Industrial symbiosis and energy efficiency in European process industries: A review. *Sustainability*, 13(16), 9159

3. Chen, Z. B. (2003). The current state and development of recovery and utilization technology of domestic converter gas. *Metall. Power*, 1, 9-12

4. Delhaes, C., Hauck, A., & Neuschütz, D. (1993). Mechanisms of dust generation in a stainless steelmaking converter. *Steel Res*, 64(1), 22-27

5. Zhavoronkov, Yu. I., Davidov, Yu. N., Nikolaev, B. N., Klimov, L. P., & Zinchenko, S. D. (1992). Patent SU135471. Sposob viplavki stali [Method of steel production]. Bul. № 2. [in Russian]

6. Burnakov, K. K., Riabuhin, A. G., & Smirnov, L. A. (1989). Absolutnie skorosti reakcii okisleniia ugleroda pri produvke stali lislorodom I ozonom [Absolute reaction rates of carbon oxidation during purging of steel with oxygen and ozone]. *Metalls*, (4), 48-52. [in Russian]

7. Donskoy, A. V., & Klubinkin, V.S. (1979). Elektro-plazmennie processy I ustanovki v mashinostroenii [Electro-plasma processes and installations in mechanical engineering]. Mashinostroenie. [in Russia]

8. Mihovsky, M. (2010). Thermal plasma application in metallurgy. *Journal of the University of Chemical Technology and Metallurgy*, 45(1), 1, 3-18

9. Semykin, S. I., Golub, T. S., & Prokopenko, P. G. (2019). Stendovoe issledovanie osobennostey elektrofizicheskoy aktivacii gazovogo kislorodsoderzhashego potoka [Stand study of the features of electrophysical activation of gaseous oxygen-containing flow]. *Modern problems of metallurgy*, (22), 94-103. [in Russian]

10. Kustov, Ye. F., & Kustov, D. Ye. (2001). *Energeticheskaya struktura atom, molekul, tverdyh tel* [Energy structure of atoms, molecules, solid bodies]. MAI. [in Russian]

11. Zaytsev, Yu. V., Kuzishina, T. K., & Kustov, D. Ye. (2001). *Raschet fiziko-himicheskih harakteristik elementov provodnikov* [Calculation of physical and chemical characteristics of conductor elements]. MAI. [in Russian]

12. Filipov, Yu. V., Voblikova, V. A., & Panteleev, V. I. (1987). *Elektrosintez ozona* [Electrosynthesis of ozone]. Moscow university publication. [in Russian]

13. Lunin, V. V., Popovich, M. P., & Tkachenko, S. N. (1998). *Fizicheskaya himiya ozona* [Physical chemistry of ozone]. Moscow university publication. [in Russian]

14. Samoilovich, V. G., Gibalov, V. I., & Kozlov, K. V. (1989). *Fizicheskaya himiya barernogo rozriada* [Physical chemistry of barrier discharge]. Moscow university publication. [in Russian]

15. Magee, J. L., & Barton, M. (1951). *J. Am. Chem. Soc.*, 73, 523-530

16. Wansbrough-Jones, O. H. (1930). *Proc. Roy. Soc.*, 127, 530-538

17. Henry, L. A. M. (1931). *Bull. Soc.Chim. Belg*., 40, 339-345

18. Kruger, F., & Zickermann, C. (1936). *Z. Phys*., 99, 428-452

19. Yesin, O. A., & Held, P. V. (1966). *Fizicheskaya himiya pirometalurgicheskih protsessov* [Physical chemistry of pyrometallurgical processes]. Metallurgy. [in Russian]

20. Popel, S. I., Sotkikov, A. I., & Boronenkov, V. N. (1986). *Teoriia metalurgicheskih protsessov* [Theory of metallurgical process]. Metallurgy. [in Russian]

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
L. S. Molchanov[1], Ph. D. (Tech.), Head of Department, ORCID 0000-0001-6139-5956
P. H. Prokopenko[1], Chief Metrologist

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

ANALYSIS OF THE INFLUENCE MECHANISMS OF ACTIVATED OXYGEN STREAMS ON DUST EMISSION PROCESSES IN OXYGEN-CONVERTER PROCESS

Abstract. In the global practice of ferrous metallurgy, in connection with the aggravation of the environmental issue of the production process and the need to

find new methods of general improvement of manufacturability, non-traditional methods of intensification are increasingly being turned to, which expand the capabilities of existing metallurgical processes and do not require significant capital investments and drastic changes in production. In this regard, it is urgent to carry out research on methods of exposure to activated oxygen jets by creating an active ozone-containing gas flow through the upper blowing nozzle. In this case, the resource- and energy-saving effect can be obtained due to: increase in the degree of absorption of oxygen by the melt with the corresponding intensification of heat and mass transfer processes in the converter bath, which leads to an increase in the productivity of oxygen converters; saving of charge materials due to improvement of slag formation and exclusion of high-cost lacquer thinners; decrease in the intensity of smoke formation and removal of dust from the unit as a result of the interaction of the activated oxidizing jet with dust particles. The research was carried out based on the obtained laboratory results of the study of the activation of the oxygen gas jet by a brush electric discharge when blowing both a cold model (which simulated a blowing nozzle) and an oxygen converter model. The process of high-voltage activation of oxygen and oxygen-containing gases leads to additional thermal dissociation of oxygen molecules with the formation of ions and charged complexes (radicals) of positive and negative charge. The conducted analytical research established the predominant formation of positive particles in the gas flow along the entire length of the jet, which contributes to the formation of ozone molecules with a higher oxidizing capacity than oxygen, and the provision of a positive charge to the gas flow with the possibility of attracting and thickening dust particles with their subsequent sedimentation in the bath.

Key words: oxygen-converter process, top blowing, electric discharge, ozone, ions, activation, dust formation.

For citation: Semykin, S. I., Golub, T. S., Molchanov, L. S., & Prokopenko, P. H. (2013). Analysis of the influence mechanisms of activated oxygen streams on dust emission processes in oxygen-converter process. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 246-259. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-246-259

Стаття надійшла до редакції збірника 04.11.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-260-270
УДК 669.02/09:669.18.054.83.001.5

Д. О. Степаненко[1], к.т.н., зав. відділом, ORCID 0000-0001-5913-2284
О. М. Гришин[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0009-0000-0665-1179
А. І. Бєлькова[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-8519-9351

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

АНАЛІТИЧНІ ТА ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ВЛАСТИВОСТЕЙ ШЛАКІВ ТА ШЛАКОУТВОРЮЮЧИХ СУМІШЕЙ СТАЛЕПЛАВИЛЬНОГО ВИРОБНИЦТВА

Анотація. Метою дослідження є аналіз та узагальнення властивостей шлаків в межах системи $CaO-SiO_2-Al_2O_3-MgO-CaF_2$ у різному співвідношенні компонентів та їх концентрацій, яка є основою рафінувальних шлаків у сучасному сталеплавильному виробництві. Для забезпечення технологічних функцій шлаковий розплав повинен мати комплекс оптимальних значень фізико-хімічних властивостей, зокрема: в'язкість, поверхневий натяг, електропровідність, температури плавлення (початку і кінця), ентальпія , густина та інші, які в значній мірі впливають на кінетику тепло- і масобмінних процесів в системі «метал-шлак». Інформаційний ресурс досліджень забезпечений власними експериментальними даними та даними баз даних «Шлак» і «ШУС», що містять інформацію про технологічні властивості розплавів шлакових і оксидних систем. Виконано аналіз даних про залежність властивостей оксидних систем від їх хімічного складу та температури. Розглянуто оксидні системи в межах хімічного складу $CaO-SiO_2-Al_2O_3-MgO-CaF_2$. Встановлено зв'язок хімічного складу шлакових систем з властивостями їх розплавів з позиції концепції спрямованого хімічного зв'язку за допомогою інтегральних параметрів: ρ - показник стехіометрії; Δe - середньостатистичне число електронів, що локалізується у напрямку зв'язку катіон-аніон (К-А); d - середньостатистична між'ядерна відстань К-А; tgα - зміна щільності електронів у напрямку зв'язку К-А; $Z_{A(A-A)}$, $Z_{K(K-A)}$, $Z_{K(K-K)}$ - середньозважені значення зарядів катіонів і аніонів в зв'язках А-А, К-А, К-К. За результатами експериментальних та аналітичних досліджень отримано прогнозні моделі властивостей розглянутих оксидних систем, а саме для розрахунку в'язкості, електропровідності, температури кристалізації та густини шлакових розплавів в діапазоні їх температур від 1200°С до 1800°С. Представлена методика прогнозування властивостей рафінувальних шлаків може бути використана для оцінки застосування шлаків різного складу в ковші, наприклад, на установках ковш-піч.

Ключові слова: шлак, властивості, хімічний склад, температура, залежність.

Посилання для цитування: Степаненко Д. О., Гришин О. М., Бєлькова А. І. Аналітичні та експериментальні дослідження властивостей шлаків та шлакоутворюючих сумішей сталеплавильного виробництва. *Фундаментальні*

та прикладні проблеми чорної металургії. 2023. Вип. 37. С. 260-270. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-260-270

Вступ. Основна роль шлаків та шлокоутворюючих сумішей сталеплавильного переділу полягає у видаленні шкідливих домішок, зниженні кисню та неметалевих включень, регулюванні газопроникненості, температурному захисті поверхні металевого розплаву у ковші, доведенні вмісту основних елементів у металі до заданого рівня та ін. Для забезпечення реалізації зазначених функцій шлаковий розплав повинен мати комплекс оптимальних значень фізико-хімічних та теплофізичних властивостей, зокрема: в'язкість (η), поверхневий натяг (σ), електропровідність (χ), температури плавлення (початку і кінця), ентальпія (Н), густина (Р) та інші, які в значній мірі впливають на кінетику тепло- і масобмінних процесів в системі «метал-шлак». Як відомо, властивості шлакових і оксидних розплавів в значній мірі залежать від їх хімічного складу і температури, проте різні за хімічним складом шлакові розплави при однакових значеннях температур можуть мати однакові значення властивостей (наприклад, в'язкості) і в той же час відрізнятися за іншими значеннями властивостей. Тому, основна проблема при виборі раціонального складу шлакової системи полягає у складності визначити і оптимізувати комплекс фізико-хімічних властивостей.

Метою дослідження є узагальнення та аналіз властивостей шлаків в межах системи $CaO\text{-}SiO_2\text{-}Al_2O_3\text{-}MgO\text{-}CaF_2$ у різному співвідношенні компонентів та їх концентрацій, яка є основою рафінувальних шлаків у сучасному сталеплавильному виробництві.

Методика досліджень. Інформаційний ресурс досліджень забезпечений власними експериментальними даними та даними баз даних «Шлак» і «ШУС» [1], що містять інформацію про технологічні властивості розплавів шлакових і оксидних систем.

З метою встановлення зв'язку хімічного складу шлакових (оксидних) систем з властивостями їх розплавів були використані інтегральні параметри концепції спрямованого хімічного зв'язку [2]: ρ - показник стехіометрії, рівний відношенню числа катіонів (К) до числа аніонів (А) в розплаві; Δe - середньостатистичне число електронів, що локалізується у напрямку зв'язку К-А; d - середньостатистична між'ядерна відстань К-А; tgα - зміна щільності електронів у напрямку зв'язку К-А; d; $Z_{A(A-A)}$, $Z_{K(K-A)}$, $Z_{K(K-K)}$ - середньозважені за мольними часткам значення зарядів катіонів і аніонів в зв'язках А-А, К-А, К-К.

В'язкість шлаків. Найбільш повно відомості про в'язкість шлаків, що містять фтор, представлені в роботах [3-5].

З метою встановлення зв'язку хімічного складу з в'язкістю і її прогнозування розглянуто експериментальні дані [3] в'язкості фторвмісної оксидної системи CaO - Al_2O_3 - CaF_2 в діапазоні зміни її компонентів (% мас.): CaO – 2,1÷61,4; Al_2O_3 – 29,6÷56,6; CaF_2 – 0÷59,9. На основі аналізу вибірки експериментальних даних (N = 36) встановлено зв'язок в'язкості розплавів фторвмісних шлаків з їх хімічним складом, представленим модельним параметрами (ρ і $Z_{K(K-K)}$) і температурою їх розплавів (рис. 1).

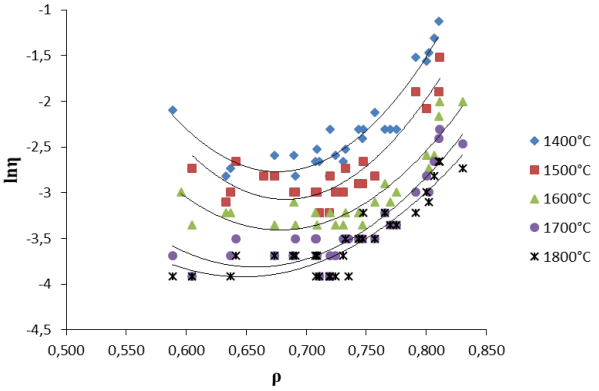


Рисунок 1 – Залежність логарифму в'язкості (Па·с) від показника ρ при різних температурах.

Як слідує з залежності в'язкості від показника стехіометрії (ρ) розглянутої оксидної системи (рис. 1) крива залежності на всьому температурному інтервалі має оптимум в інтервалі значень ρ 0,65÷0,7. Зазначений інтервал показника стехіометрії (ρ) обумовлений вмістом (% мас.) в системі CaO в діапазоні 14,5÷34,8. Мінімальне значення в'язкості розплавів, на всьому температурному інтервалі, для системи CaO - Al_2O_3 - CaF_2 в зазначеному діапазоні вмісту CaO, з точки зору структури розплавів, може бути обумовлено зменшенням кількості гетерополярних зв'язків іонів Ca^{2+} з аніонами або їх комплексами (насамперед $Si_xO_y^{z-}$), які є центрами зародження кристалічної фази у розплаві.

За результатами аналізу отримано прогнозну модель розрахунку логарифму в'язкості (Па·с) з урахуванням їх хімічного складу в діапазоні температур 1400÷1800 °С:

$$\ln \eta = 49{,}11 \cdot (\rho - 0{,}662)^2 - 2{,}97 \cdot (\frac{T}{1000}) + 1{,}42\,, \qquad R=0{,}9. \quad (1)$$

Оскільки реальні шлаки сталеплавильного виробництва представляють собою багатокомпонентні оксидні системи, які, окрім

компонентів CaO, Al_2O_3, CaF_2, що додаються під час технологічного процесу виплавки сталі, ще обов'язково містять продукти розкислення сталі, зокрема SiO_2 і компонентів, які потрапляють з футерівки ковшів – MgO. З метою оцінки впливу компонентів SiO_2 і MgO на зміну в'язкості системи CaO-Al_2O_3-CaF_2 виконані власні дослідження розплавів штучних оксидних систем, які представлені у таблиці 1 в діапазоні температур 1100÷1500 °С.

Оксидна суміш готувалася з хімічно чистих сполук Al_2O_3, CaF_2, MgO, SiO_2 та прожарювалася при температурі 800 °С. Підготовлені однорідні суміші розплавляли в печі Таммана в атмосфері аргону. Розплав доводили до температури 1600 °С і витримували протягом 30 хв.

Таблиця 1 – Хімічний склад дослідних оксидних систем.

№ п/п	Масова частка компонентів, %					
	CaF_2	Al_2O_3	CaO	MgO	SiO_2	SiO_2:MgO
1	32	32	32	3	1	0,33
2	31.5	31	32	3	2,5	0,83
3	31	31	31	3	4	1,33
4	31	31	31	6	1	0,17
5	29	29	29	12	1	0,08

На рисунку 2 наведено результати досліджень температурної залежності в'язкості експериментальних шлаків, що відрізняються співвідношенням в них компонентів SiO_2:MgO (табл. 1).

Дослідження показали, що при введенні додаткової кількості MgO (6 % мас та 12% мас.) шлак кристалізується при температурах вище 1300 °С (композиції із співвідношенням SiO_2:MgO 0,17 та 0,08).

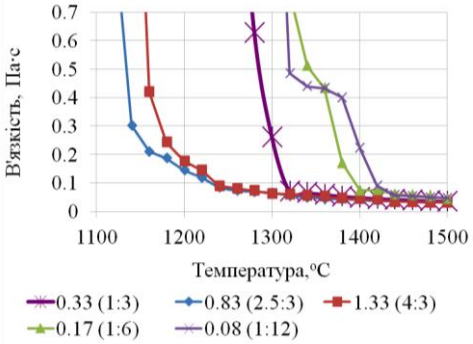


Рисунок 2 – Температурна залежність в'язкості досліджуваних шлаків з різним співвідношенням SiO_2:MgO.

Підвищення вмісту SiO_2 з 1% до 4% призводить до поступового зниженні в'язкості в межах температур 1150 – 1250 °С та робить їх

більш «довгими» порівняно із вихідним складом (співвідношення SiO_2:MgO складає 0,33). Навпаки для шлаків з 6% та 12% MgO на політермі в'язкості є сходинки, наявність яких можна пояснити утворенням в розплаві твердої фази $MgAl_2O_4$, що потребує додаткових досліджень.

За даними [4, 5] з позиції концепції спрямованого хімічного зв'язку [2] з урахуванням температурного фактору були отримані моделі для прогнозування в'язкості шлаків, що належать до кожного з масивів.

Фторвмісні шлаки в діапазоні вмісту компонентів (% мас.): CaO – 17÷53; SiO_2 – 0÷47; Al_2O_3 – 1÷55; MgO – 0÷21; CaF_2 – 10÷50:

$$\ln \eta = 1{,}25 - 5{,}08 \cdot d - 1.61 \cdot \Delta e + 36{,}3 \cdot tg\alpha - 0{,}412 \cdot \rho + 6{,}37 \cdot \left(\frac{1000}{T}\right), \quad R=0{,}87. \quad (2)$$

Враховуючи сучасні тенденції по зниженню використання CaF_2 у складі шлакових сумішей при виробництві сталі у зв'язку з його високою вартістю порівняно до інших компонентів, не екологічністю та негативним впливом на стійкість футерівки сталь-ковшів в зоні шлакового поясу, нижче представлені результати досліджень зв'язку хімічного складу шлаків, що не містять CaF_2, з в'язкістю їх розплавів.

Зокрема, розглянуто низькокремнеземні шлаки у діапазоні вмісту компонентів (% мас.): CaO – 20÷63; SiO_2 – 0÷53; Al_2O_3 – 0÷65; MgO – 0÷28, та висококремнеземні шлаки у діапазоні вмісту компонентів (% мас.): CaO – 20÷40; SiO_2 – 40÷70; Al_2O_3 – 5÷34; MgO – 0÷19 в діапазоні температур 1200– 1550 °С за даними [4]. Отримано відповідні прогнозні рівня:

– для низькокремнеземних шлаків:

$$\ln \eta = 3{,}97 - 11{,}08 \cdot d - 3{,}68 \cdot \Delta e + 54{,}85 \cdot tg\alpha - 6{,}26 \cdot \rho + 9{,}94 \cdot \left(\frac{1000}{T}\right), \quad R=0{,}9; \quad (3)$$

– для високо кремнеземних шлаків:

$$\ln \eta = -3{,}1 + 15{,}84 \cdot d + 5{,}05 \cdot \Delta e - 9{,}87 \cdot tg\alpha - 51{,}6 \cdot \rho + 10{,}33 \cdot \left(\frac{1000}{T}\right), \quad R=0{,}93. \quad (4)$$

Електропровідність шлаків. На підставі даних [3] про електропровідність фторвмісних шлаків оксидної системи CaO - Al_2O_3 - CaF_2, що була розглянута вище, виконано дослідження зв'язку хімічного складу шлаків з показниками електропровідності їх розплавів в діапазоні 1400÷1800 °С. Найвищий ступінь кореляції зв'язку в'язкості з хімічним складом системи був отриманий при згортці складу за допомогою параметру Z(k-k), що характеризує середньозважені за мольними часткам значення зарядів катіонів в

напрямку зв'язку К-К (рис. 3). Встановлений зв'язок може бути пояснений з позиції структури алюмосилікатних розплавів.

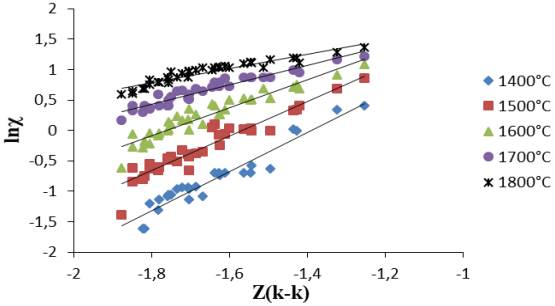


Рисунок 3 – Залежність логарифму електропровідності (Ом$^{-1}$.с$^{-1}$) від показника Z(k-k) при різних температурах.

Як відомо, з мінералогічної точки зору, алюмосилікатні розплави складаються зі складних іонів, зокрема аніонів $Si_xO_y^{z-}$, які мають різну структуру від найпростішої SiO_4^{4-} до полімерної і простих іонів Ca^{2+}, Mg^{2+}, O^{2-}, F^{2-} та ін. Згідно з власними експериментальними дослідженнями [6] алюмосилікатні розплави в області температур 1450÷1550 °С складаються, щонайменше, з двох рідких фаз, одна з яких представлена полімерними аніонами $Si_xO_y^{z-}$ з заміщенням кремнію на залізо і алюміній, а інша розупорядкованою системою простих іонів Ca^{2+}, Mg^{2+}, O^{2-}, F^{2-} та ін. Саме завдяки кількісному та якісному іонному складу розупорядкованої системи визначається величина електропровідності. Тому, як слідує з встановленої залежності, представленої на рисунку 3 і визначення параметру Z(k-k), величина електропровідності визначається саме вільними катіонами.

За результатами аналізу отримано прогнозну модель розрахунку логарифму питомої електропровідності (Ом$^{-1}$.с$^{-1}$) для фторвмісних шлаків системи $CaO\text{-}Al_2O_3\text{-}CaF_2$ в діапазоні вмісту компонентів (мас.%): CaF_2 – 0-60, CaO – 2-61, Al_2O_3 – 29-56, з урахуванням їх хімічного складу в діапазоні температур 1400÷1800 °С:

$$\ln \chi = -3{,}4 + 2{,}14 \cdot Z(k-k) - 4{,}44 \cdot \left(\frac{T}{1000}\right), \qquad \text{R=0,95.} \qquad (5)$$

Температура кристалізації шлаків. За експериментальними даними щодо залежності в'язкості шлаків від температури [4, 5] визначено температуру кристалізації шлаків у момент різкого збільшення в'язкості (>5 Па·с). Встановлено, що температура кристалізації фторвмісних шлаків та безфтористих із вмістом SiO_2 до 50% у діапазоні (мас. %): CaO - 17÷63; SiO_2 - 0÷53; Al_2O_3 - 0÷65; MgO - 0÷28; CaF_2 - 0÷50 може бути описана із задовільною точністю рівнянням:

$$T_k = 1597 - 801 \cdot d - 225 \cdot \Delta e + 4357 \cdot tg\alpha + 1246 \cdot \rho, ^\circ C, \qquad R=0,8. \quad (6)$$

Температура кристалізації безфтористих висококремнеземистих шлаків у діапазоні вмісту компонентів (мас. %): %): CaO – 20÷40; SiO_2 – 40÷70; Al_2O_3 – 5÷31; MgO – 0÷19 описується рівнянням:

$$T_k = 5807 - 2252{,}35 \cdot d - 617{,}3 \cdot \Delta e + 11981{,}2 \cdot tg\alpha + 1968 \cdot \rho, ^\circ C, \qquad R=0,9. \quad (7)$$

Густина шлакових розплавів. Для оцінки результатів взаємодії розплавів при високих температурах у системі метал-шлак на різних етапах сталеплавильного переділу та виконання теплотехнічних розрахунків необхідне знання маси шлакових розплавів для визначення якої необхідно знати їх щільність. У теорії та практиці розрахунків з хімії та технології звичайного технічного скла для оцінки його щільності у твердому стані використовують різні адитивні методи, які забезпечують задовільну точність у рамках конкретних складів [7], проте не придатні для визначення щільності металургійних шлакових розплавів при високих температурах, що досягають значень1500÷1600 °С і вище.

В базі даних «Шлак» сконцентровані дані різних авторів щодо визначення щільності рідких шлаків різного складу в лабораторних умовах за температури ≈1600°С (табл. 2).

Таблиця 2 – Густина рідких шлаків при температурі 1600°С.

№	Вміст компонентів, мас. %							Кіл-ть даних	Діапазон величин густини, т/м^3	Посилання
	CaO	SiO_2	Al_2O_3	MgO	FeO	MnO	CaF_2 (Cr_2O_3)			
1	0-60	0-60	0-55	0-24,3	0-94,7	0-55,9		60	2,65-4,9	[8]
2	0-62	0-100			0-100	0-100		40	2,06-4,8	[9]
3	20-50	5-50	10	10	0-40		(0-10)	12	2,9-4	[10]
4		45,5-65,6	14,8-32,9	15,4-21,6				6	2,38-2,72	[11]
5		35-55		5-25	20-40			15	2,84-3,31	[12]
6	32,2-51,2	9,3-41	12,2-47,6					11	2,66-2,74	[13]
7	0-40		0-40				20-100	18	2,45-2,68	[14]
8	40,8-52,9	3-20	34,2-44,1	0-10				11	2,69-2,78	[15]
9	16-58	14,3-70	5-15	0-37			0-40	105	2,44-3,0	[5]

З використанням параметрів Δe та ρ, що відображають повний хімічний склад оксидних систем та молекулярної ваги (*M*), що обчислюється при поданні молекули шлаку у вигляді *КρА* [2], де К – катіон, А – аніон, отримано рівняння:

$$P = -1{,}2735 - 0{,}0854 \cdot \Delta e + 2{,}0694 \cdot \rho + 0{,}0497 \cdot M,\ т/м^3,\ \text{R=0,96.} \qquad (8)$$

Найменша густина характерна для шлаків із високим вмістом SiO_2, найбільша – для шлаків із високим вмістом оксидів заліза і марганцю. Щільність оксифторидних шлаків, що не містять оксидів заліза та марганцю, знаходиться в діапазоні 2,5-3 т/м^3.

За даними [4] при перегріві від температури плавлення до 1700°С густина шлаків знижується з градієнтом -0,0014 т/м^3·град, що слід враховувати при розрахунках.

В цілому отримане рівняння забезпечує високу точність у широкому діапазоні густини від 2,06 до 4,9 т/м^3 і рекомендується для прогнозних розрахунків густини рідких шлаків різного призначення.

Висновки

З метою вибору раціонального складу шлакових системи для за комплексом фізико-хімічних властивостей їх розплавів, виконано аналіз літературних та власних даних про властивості фторвмісних шлаків системи $CaO – Al_2O_3 – CaF_2 – MgO – SiO_2$ та без фтористих шлаків системи $CaO – Al_2O_3 – MgO – SiO_2$, які є базовими системами рафінувальних шлаків у сталеплавильному виробництві. З метою врахування повного хімічного складу досліджуваних шлакових систем з властивостями їх розплавів були використані інтегральні параметри концепції спрямованого хімічного зв'язку (ρ, d, Δe, $Z_{(k-k)}$ та ін.) та, на підставі кореляційно-регресійного аналізу, отримано рівняння для розрахунку в'язкості, електропровідності, температури кристалізації та густини шлакових розплавів в діапазоні їх температур від 1200°С до 1800°С. Представлена методика прогнозування властивостей рафінувальних шлаків може бути використана для оцінки застосування шлаків різного складу в ковші, наприклад, на установках ковш-піч.

Перелік посилань

1. Приходько Э. В., Тогобицкая Д.Н., Хамхотько А.Ф., Степаненко Д.А. *Прогнозированние физико-химических свойств оксидних систем*. Днепропетровск : Пороги. 2013. 339 с.

2. Приходько Э. В. *Металлохимия многокомпонентных систем*. М. : Металлургия. 1995. 320с.

3. Физико-химические свойства расплавов системы CaO - Al_2O_3 - CaF_2 / Поволоцкий Д. Я., Мищенко В. Я., Вяткин Г. П. и др. // *Известия ВУЗов Черная металургія*. 1970. №12. С. 8 - 11.

4. *Атлас шлаков*. Справ. изд. / Пер. с нем. Г.И. Жмойдина под ред.

И. С. Куликова. М. : Металлургия. 1985. 208с.

5. Физические свойства расплавов $CaO-SiO_2-Al_2O_3-MgO-CaF_2$ / Акбердин А. А., Куликов И. С., Ким В. А. и др. // М.: Металлургия. 1987. 144 с.

6. Степаненко Д. А., Тогобицкая Д. Н., Хамхотько А. Ф., Баумер В. Н. Изучение микрогетерогенности расплавов доменных шлаков на основе исследования их фазового состава. *Металл и литье Украины*. 2012. №1(224). С. 35-38.

7. Матвеев М. А., Матвеев Г. М., Френкель Б. Н. *Расчеты по химии и технологии стекла*. М.: Госстрой издат. 1972. 240 с.

8. Попель С. И. *Физико-химические основы металлургических процессов*. М. : Металлургия. 1964. С. 118-130.

9. Соколов В. И., Попель С. И., Есин О. А. Плотность и молярный объем шлаков *Известия вузов. Черная металлургия*. 1970. №2. С. 10-15.

10. Влияние окислов железа, хрома и ванадия на поверхностное натяжение и плотность расплавов системы $CaO-SiO_2-Al_2O_3-MgO$/ Мусихин В. И., Лепинских Б. М., Черняев В. Г. [и др.] // *Физическая химия металлургических расплавов*. Свердловск : АН СССР. 1969. Вып. 20. С. 85-87.

11. Дерябин А. А., Попель С. И., Зупник А. Е. Адгезия окислов с техническими сплавами и сталями. *Известия АН СССР. Металлы*. 1968. №2. С. 78-79.

12. Торопов Н. А., Борянцев Б. А. Физико-химические свойства и кристаллизация расплавов системы окись магния-закись железа-кремнезем. *Структурные превращения в стеклах при повышении температуры*. М.: Наука. 1965. С. 205-232.

13. Комельков В. К. Разработка, исследование и внедрение нових синтетических шлаков для рафинирования стали. Автореф. дис. канд. техн. наук. М.: ЦНИИЧермет. 1974. 33 с.

14. Плотность фторидних расплавов / Жмойдин Г. И, Соколов В. И., Подгорнов Г. В. [и др.] // *Теория металлургических процессов*. 1975. №3. С. 15-157.

15. Еднерал Ф. П., Смоляренко В. Д., Якушев А. М. Исследования свойств шлаков, предназначенных для обработки метала в ковше. *Производство стали и стального литья: Тр. Московского вечернего металлургического института*. М. 1967. Вып. 5. С. 153-184.

References

1. Prykhod′ko, E. V., Tohobyts′ka, D. M., Khamkhot′ko, O. F., & Stepanenko, D. O. (2013). *Prohnozuvannya fizyko-khimichnykh vlastyvostey oksydnykh system*. Porohy

2. Prykhod′ko, E. V (1995). *Metalokhimiya bahatokomponentnykh system*. Metalurhiya

3. Povolots′kyy, D. Ya., Mishchenko, V. Ya., Vyatkin, H. P. et al. (1970). Fizyko-khimichni vlastyvosti rozplaviv systemy SaO - Al203 - CaF2. *Visti VNZ Chorna metalurhiya*, 12, 8 – 11

4. Kulikov, I. S. (Ed.) *Atlas shlakiv*. *Sprav. vyd.* (1985). Metalurhiya

5. Akberdin, A. A., Kulykov, I. S., Kim, V. A. et al. (1987). *Fizychni vlastyvosti rozplaviv $CaO-SiO_2-Al_2O_3-MgO-CaF_2$*. Metalurhiya

6. Stepanenko, D. A., Tohobyts′ka, D. M., Khamkhot′ko, O. F., & Baumer, V. N. (2012).Vyvchennya mikroheterohennosti rozplaviv domennykh shlakiv na osnovi doslidzhennya yikh fazovoho skladu. *Metal ta lyttya Ukrayiny*,1(224), 35-38

7. Matvyeyev, M. A., Matvyeyev, H. M., & Frenkel′, B. N. (1972). *Rozrakhunky z khimiyi ta tekhnolohiyi skla*. Derzhbud yzdat

8. Popel′, S. I. (1964). *Fizyko-khimichni zasady metalurhiynykh protsesiv*. Metalurhiya

9. Sokolov, V. I., Popel′, S. I., & Yesin, O. A. (1970). Shchil′nist′ ta molyarnyy obsyah shlakiv. *Yzvestyya vuziv. Chorna metalurhiya*, 2, 10-15

10. Musykhin, V. I., Lepins′kykh, B. M., Chernyayev, V. H. et al. (1969). Vplyv oksydiv zaliza, khromu ta vanadiyu na poverkhnevyy natyah ta shchil′nist′ rozplaviv systemy $CaO\text{-}SiO_2\text{-}Al_2O_3\text{-}MgO$. *Fizychna khimiya metalurhiynykh rozplaviv. AN SRSR*, 20, 85-87

11. Deryabin, A. A., Popel′, S. I., & Zupnyk, A. Ye. (1968). Adheziya oksydiv z tekhnichnymy splavamy ta stalyamy. *Yzvestyya AN SRSR. Metaly*, 2, 78-79

12. Toropov, N. A., & Boryantsev, B. A. (1965). Fizyko-khimichni vlastyvosti ta krystalizatsiya rozplaviv systemy okys mahniyu-zakys zaliza-kremnezem. *Strukturni peretvorennya u skli pry pidvyshchenni temperatury*. Nauka, 205-232

13. Komel′kov, V. K. (1974). *Rozrobka, doslidzhennya ta vprovadzhennya novykh syntetychnykh shlakiv dlya rafinuvannya staly*. Avtoref. dys. kand. tekhn. nauk. Modkva, TSNDIChermet

14. Zhmoydin, H. I, Sokolov, V. I., & Pidhornov, H. V. et al. (1975). Shchil′nist′ ftorydnykh rozplaviv. *Teoriya metalurhiynykh protsesiv*, 3, 15-157

15. Edneral, F. P., Smolyarenko, V. D., & Yakushev, A. M. (1967). Doslidzhennya vlastyvostey shlakiv, pryznachenykh dlya obrobky metalu v kovshi. *Vyrobnytstvo stali ta stalevoho lyttya: Tr. Moskovs'kyy vechirniy metalurhiynyy instytut*., 5, 153-184

D. O. Stepanenko[1], Ph. D. (Tech.), Head of Department, ORCID 0000-0001-5913-2284
O. M. Grishin[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0009-0000-0665-1179
A. I. Belkova[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-8519-9351

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

ANALITICAL AND EXPERIMENTAL STUDIES OF PROPERTIES OF SLAG AND SLAG-FORMING MIXTURES OF STEELMAKING PRODUCTION

Abstract. The aim of the study is to analyze and generalize the properties of slags within the $CaO\text{-}SiO_2\text{-}Al_2O_3\text{-}MgO\text{-}CaF_2$ system in different ratios of components and their concentrations, which is the basis of refining slags in modern steelmaking. To ensure the technological functions, the slag melt should have a set of optimal values of physical and chemical properties, in particular: viscosity, surface tension, electrical conductivity, melting temperature (beginning and end), enthalpy, density and others, which significantly affect the kinetics of heat and mass transfer processes in the "metal-slag" system. The information resource of researches is provided by own experimental data and data of databases "Slag" and "SFM" containing

information about technological properties of melts of slag and oxide systems. The analysis of the data on the dependence of the properties of oxide systems on their chemical composition and temperature was performed. Oxide systems within the chemical composition $CaO-SiO_2-Al_2O_3-MgO-CaF_2$ are considered. The connection of the chemical composition of slag systems with the properties of their melts from the point of view of the concept of directed chemical bonding using integral parameters is established: ρ is the stoichiometry index; Δe is the average number of electrons localized in the direction of the cation-anion (K-A) bond; d is the average inter-nuclear distance K-A; tgα is the change in the electron density in the direction of the K-A bond; $Z_{A(A-A)}$, $Z_{K(K-A)}$, $Z_{K(K-K)}$ are the weighted average values of cation and anion charges in the A-A, K-A, K-K bonds. Based on the results of experimental and analytical studies, predictive models of the properties of the considered oxide systems were obtained, namely for the calculation of viscosity, electrical conductivity, crystallization temperature and density of slag melts in the range of their temperatures from 1200°C to 1800°C. The presented method of predicting the properties of refining slags can be used to evaluate the use of slags of different composition in the ladle, for example, in ladle-furnace installations.

Key words: slag, properties, chemical composition, temperature, dependence.

For citation: Stepanenko, D. O., Grishin, O. M., & Belkova, A. I. (2023). Analitical and experimental studies of properties of slag and slag-forming mixtures of steelmaking production. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 260-270. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-260-270

Стаття надійшла до редакції збірника 19.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-271-286
УДК 669.18.046.54:669.02/09.003.12

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., ст.н.с., 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*

МЕТОДИКА ОЦІНКИ ФІЗИКО-ХІМІЧНОЇ ВЗАЄМОДІЇ В СИСТЕМІ "МЕТАЛ-ШЛАК" ЯК КООПЕРАТИВНОГО ІОНООБМІННОГО ПРОЦЕСУ ПІД ЧАС РАФІНУВАННЯ СТАЛІ

Анотація. Дефосфорація та десульфурація – найважливіші етапи виробництва високоякісної сталі, що характеризуються перебігом складних фізико-хімічних процесів взаємодії в системі «метал-шлак». Стаття присвячена дослідженню результатів та оцінці ефективності процесів рафінування сталі на різних етапах її доведення у сучасних умовах України. Метою роботи є розробка методики оцінки фізико-хімічної взаємодії в системі «метал-шлак» при рафінуванні сталі з позиції концепції кооперативного іонообмінного процесу з використанням параметрів міжатомної взаємодії в розплавах. В результаті вивчення закономірностей розподілу сірки та фосфору в залежності від хімічного складу різних марок стали двох комбінатів та відповідних їм шлаків розроблено методику, що включає обґрунтоване використання параметрів міжатомної взаємодії у розплавах як критеріїв оцінки ступеня завершеності іонообмінних процесів при рафінуванні сталі. Поряд з використанням інтегральних фізико-хімічних параметрів хімічного та зарядового стану металевого та шлакового розплавів (хімічний еквівалент складу металу $Z^Y(e)$ та шлаку $\Delta e\,(e)$, ефективний заряд елемента $Ze\,(e)$) у роботі показано ключову роль впливу параметра «перезарядки» елемента ΔZe на процес міжфазного розподілу сірки та фосфору. Цей параметр також показав свою працездатність як критерій оцінки відхилення системи «метал-шлак» від рівноваги на різних стадіях виплавки та доведення сталі на установці ківш-піч (УКП). Запропонований підхід дозволяє оцінити рівень завершеності процесів рафінування сталі з метою вироблення ефективних технологічних рішень. Крім того, він закладає основу для вирішення конкретних прикладних завдань на новому рівні, дозволяючи оптимізувати існуючі технології та розробляти нові методики та реагенти для отримання сталей зі зниженим вмістом сірки та фосфору.

Ключові слова: рафінування сталі, дефосфорація, десульфурація, система «метал-шлак», параметри міжатомної взаємодії в розплавах, коефіцієнт розподілу сірки та фосфору, критерій оцінки нерівноважності системи.

Посилання для цитування: Методика оцінки фізико-хімічної взаємодії в системі "метал-шлак" як кооперативного іонообмінного процесу під час рафінування сталі / Д. М. Тогобицька, А. І. Бєлькова, Д. О. Степаненко, І. Р.

Поворотня, С. В. Греков // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 271-286. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-271-286

Вступ. Рафінування сталі є одним із ключових етапів отримання високоякісної металопродукції. Наявність шкідливих домішок у сталі, зокрема, сірки та фосфору, призводить до погіршення її механічних властивостей, що потребує додаткових операцій їх видалення. Для зниження небажаних домішок до необхідного рівня застосовуються різні технології дефосфорації та десульфурації з використанням флюсів, присадок та термічних методів. Завдяки цьому одержувана сталь має оптимальні властивості для широкого спектру застосувань у різних галузях промисловості. У зв'язку з цим оцінка ступеня завершеності процесів дефосфорації та десульфурації сталі актуальним і важливим завданням з метою прийняття результативних технологічних рішень.

Ефективність перебігу процесу рафінування сталі залежить від багатьох факторів, серед яких особливо глибокий вплив надають результати процесів фізико-хімічної взаємодії в системі «метал-шлак». По суті, взаємодія розплавленого металу і шлаку є кооперативним іонообмінним процесом компонент єдиної фізико-хімічної системи, результуючі властивості якої залежать від характеристик кожного елемента.

Метою роботи є розробка методики оцінки фізико-хімічної взаємодії в системі метал-шлак при рафінуванні сталі з позиції концепції кооперативного іонообмінного процесу з використанням параметрів міжатомної взаємодії в розплавах.

Стан питання. Процеси дефосфорації та десульфурації є протилежними за умовами їх протікання та застосування технологічних впливів. Під час дефосфорації в окислювальних умовах конверторної плавки фосфор переводиться з металу в шлак шляхом вдування в струмені кисню суміші, що складається з вапна, залізної руди і плавикового шпату. Але такий процес погано поєднується з необхідністю розкислення і легування металу в ковші, оскільки для переходу фосфору в шлак необхідне формування високозалізистих шлаків і помірні температури процесу. Водночас активна десульфурація сталі відбувається завдяки формуванню високоосновних і малозалізистих шлаків за вищої температури плавки на установці Ківш-Піч (УКП). Для забезпечення десульфурації на практиці вводять добавки, що підвищують вміст CaO (флюси) і знижують його в'язкість (Al_2O_3, CaF_2, MnO та ін.).

Оцінка ефективності процесів дефосфорації та десульфурації в

умовах сталеплавильного виробництва є складним завданням, оскільки включає у собі безліч чинників, технологій і стандартів якості. Одним із ключових аспектів у цій низці способів оцінки ефективності є аналіз хімічного складу готової сталі, зокрема, на рівень вмісту фосфору та сірки і відсоток їхнього видалення під час рафінування сталі. Крім того, важливим фактором є час, необхідний для завершення процесів дефосфорації та десульфурації, скорочення якого при збереженні стандартів якості сприяє підвищенню загальної ефективності. Однак, при цьому недостатня увага приділяється ступеню завершеності фізико-хімічних процесів взаємодії в системі "метал-шлак" і вичерпання рафінуючої здатності шлакової фази. Як відомо, процеси дефосфорації та десульфурації на практиці ніколи не досягають рівноваги через невисоку швидкість дифузійних процесів.

Процеси взаємодії в системі «метал-шлак» досліджено в багатьох наукових роботах, більшість з яких розглядають рівноважні умови виплавки металу [1-5]. Для опису результатів взаємодії використовується традиційний термодинамічний апарат, який здатний передбачати рівноважні склади. Константи рівноваги для реакцій, що протікають на межі «метал-шлак», здебільшого отримані експериментальним шляхом, а вирази для їхнього розрахунку залежать від вибору авторами модельних уявлень про механізм взаємодії структурних частинок у розплавах.

Металургійні розплави є складними багатокомпонентними системами, в яких активно відбуваються фізико-хімічні процеси міжатомної взаємодії. Тому вивчення закономірностей формування структури і властивостей металевих і шлакових розплавів і результатів їхньої взаємодії має відбуватися на основі розгляду їх як хімічно єдиних систем, зміна складу яких позначається на всіх властивостях через зміну параметрів електронної структури.

Основні результати досліджень. В Інституті чорної металургії опис процесів взаємодії у системі «метал-шлак» здійснюється з використанням методики фізико-хімічного моделювання складу та властивостей металургійних розплавів, що реалізує концепцію спрямованого хімічного зв'язку за допомогою параметрів міжатомної взаємодії, що описують хімічний та структурний стан системи [6-7]. Основними параметрами електронної структури металевих розплавів є хімічний еквівалент складу Z^y (е), середньостатистична відстань між атомами d (10^{-1} нм) та ефективні заряди компонентів Zi (е). Модельними параметрами шлакового розплаву є: показник стехіометрії ρ, що визначається відношенням числа катіонів до числа аніонів, хімічний еквівалент складу Δе (е), між'ядерна відстань d (10^{-1} нм), а також середньозважені заряди катіонів та аніонів Zj (е) [6].

Виконані раніше дослідження реальних металургійних систем показали, що розподіл компонентів між металом і шлаком визначається двома групами факторів: властивостями середовища, вираженими через інтегральні параметри (Z^Y для металу, Δe і ρ для шлаку), і локальним оточенням кожного з компонентів, яке визначається середньозваженим значенням його ефективного заряду (Ze). Значення Ze є вельми чутливим індикатором для оцінки кількісних змін у характеристиках міжатомної взаємодії в розплавах [8]. Міжфазний перехід компонента гетерофазної системи викликає появу на межі розділу фаз подвійного електричного шару. Зміна стану кожного з компонентів під час переходу з однієї фази в іншу може бути визначена як «перезарядка» іонів дифундуючого елемента ΔZe, що дорівнює різниці зарядів елемента в металі [$Ze_м$] і шлаку ($Ze_ш$): $\Delta Ze = [Ze_м]-(Ze_ш)$. Причому, чим більша величина «перезарядки» при переході міжфазного кордону, тим вищою має бути різниця потенціалів подвійного шару і нижчим коефіцієнт розподілу відповідного елемента.

Кількісні співвідношення, що пов'язують модельні параметри з характеристиками міжфазного розподілу елементів, абстраговані від концентрацій окремих компонентів у реагуючих фазах, та описують ці процеси як складову частину кооперативних іонообмінних процесів у системі «метал-шлак». Таким чином, всі компоненти розплавів впливають на кінцевий результат, причому цей вплив є змінним, що залежить від співвідношення концентрацій окремих компонентів.

В роботі з позицій кооперативного характеру іонообмінних процесів у системі «метал-шлак» виконано оцінювання ефективності процесів дефосфорації та десульфурації сталі в сучасних умовах України. Досліджено дані хімічного складу типових марок сталі до і після її доведення на установці Ківш-Піч (УКП) на двох комбінатах України.

У таблиці 1 наведено середні значення характеристик результатів аналізованих процесів - вмісту фосфору та сірки, а також коефіцієнтів міжфазного розподілу цих елементів, які є основними термодинамічними параметрами, що визначають ефективність і ступінь завершеності іонообмінних процесів у системі «метал-шлак».

Для аналізу процесів рафінування сталі розраховані вказані вище характеристики розплавів: хімічний еквівалент складу металу Z^Y та шлаку Δe, показник стехіометрії шлаку ρ, а також ефективні заряди фосфору та сірки в металі та шлаку (табл. 2). При цьому, оцінка ефективності процесу дефосфорації виконана за даними складу виплавленої в конвертері сталі і відповідного шлаку. Процес десульфурації сталі оцінювався за даними металу і шлаку до і після доведення сталі на УКП.

Таблиця 1 – Середні значення вмісту фосфору та сірки, а також коефіцієнтів міжфазного розподілу цих елементів для досліджених марок сталі.

Марка сталі	Зміст в сталі, %		Зміст в шлаку, %		Коефіцієнти розподілу фосфора та сірки				
	P	[S]	P_2O_5	(S)	Lp	Ls	lgLp	lgLs	$lgLs^0$
SAE1006 до	0.016	0.024	0.242	0.581	16.8	33.4	1.11	1.34	2.62
після УКП	0.015	0.009	0.101	1.072	7.2	148	0.85	2.11	2.83
40Х до	0.016	0.008	0.138	0.971	8.5	148	0.88	2.11	3.30
після УКП	0.016	0.004	0.098	0.971	6.4	281	0.78	2.40	3.39
480W до	0.021	0.021	0.206	0.462	9.6	23.0	0.88	1.26	2.69
після УКП	0.020	0.009	0.111	0.961	5.5	120	0.70	2.05	3.06
С45 до	0.020	0.013	0.226	0.823	12.3	74.9	1.02	1.78	2.85
після УКП	0.019	0.005	0.095	1.200	5.3	316	0.71	2.45	3.12
С72D2 до	0.015	0.017	0.175	0.918	12.8	56.5	1.02	1.67	3.06
після УКП	0.014	0.006	0.103	1.270	7.4	273	1.92	2.35	3.26
GR06m до	0.013	0.017	0.261	0.461	22.2	39.7	1.19	1.29	2.46
після УКП	0.012	0.009	0.138	0.907	12.2	128	0.99	2.02	2.50
1535 до	0.023	0.021	0.172	0.866	7.6	50.0	0.80	1.60	3.01
після УКП	0.022	0.008	0.103	1.172	4.7	188	0.66	2.20	3.27
CQ2 до	0.020	0.018	0.213	0.645	10.7	45.9	0.94	1.49	2.75
після УКП	0.020	0.007	0.101	0.914	5.3	155	0.72	2.12	2.99
М4 до	0.021	0.015	0.196	0.867	10.1	80.0	0.90	1.75	3.20
після УКП	0.020	0.006	0.101	1.201	5.4	244	0.72	2.33	3.38
ШХ15 до	0.014	0.018	0.572	0.598	42.9	39.5	1.58	1.52	3.43
після УКП	0.015	0.005	0.482	0.619	33.7	169	1.46	2.12	3.06

Таблиця 2 - Середні значення інтегральних характеристик хімічного та зарядового стану розплавів металу та шлаку для досліджених марок сталі

Марка сталі	Хімічний еквівалент складу		Показник стехіометрії шлаку	Середні заряди фосфору та сірки				Параметр «перезарядки» фосфора,сірки	
	сталь	шлак		сталь		шлак			
	Z^Y	Δe	ρ	$Z_{[P]}$	$Z_{[S]}$	$Z_{(P)}$	$Z_{(S)}$	ΔZp	ΔZs
SAE1006 до	1.158	-2.104	0.795	-1.208	-0.556	-1.883	-1.532	0.675	0.976
після УКП	1.159	-1.831	0.807	-1.204	-0.553	-1.764	-1.442	0.560	0.890
40X до	1.219	-1.813	0.803	-1.123	-0.476	-1.758	-1.455	0.635	0.980
після УКП	1.223	-1.750	0.807	-1.114	-0.467	-1.745	-1.447	0.631	0.981
480W до	1.217	-2.267	0.769	-1.164	-0.514	-1.881	-1.456	0.717	0.942
після УКП	1.218	-1.770	0.791	-1.156	-0.507	-1.695	-1.330	0.539	0.823
C45 до	1.195	-2.043	0.790	-1.123	-0.476	-1.839	-1.491	0.716	1.015
після УКП	1.199	-1.777	0.803	-1.107	-0.461	-1.734	-1.424	0.627	0.963
C72D2 до	1.214	-2.044	0.791	-1.067	-0.423	-1.827	-1.459	0.760	1.037
після УКП	1.216	-1.828	0.803	-1.049	-0.406	-1.746	-1.406	0.652	1.001
GR06m до	1.162	-2.106	0.785	-1.207	-0.555	-1.858	-1.476	0.651	0.921
після УКП	1.162	-1.817	0.788	-1.204	-0.552	-1.709	-1.341	0.505	0.789
1535 до	1.217	-2.184	0.787	-1.110	-0.463	-1.881	-1.497	1.034	0.771
після УКП	1.217	-1.910	0.802	-1.099	-0.453	-1.781	-1.437	0.984	0.682
CQ2 до	1.197	-2.200	0.783	-1.160	-0.511	-1.882	-1.483	0.972	0.722
після УКП	1.198	-1.905	0.797	-1.155	-0.506	-1.768	-1.414	0.908	0.613
M4 до	1.232	-2.114	0.790	-1.059	-0.416	-1.860	-1.496	1.080	0.801
після УКП	1.231	-1.876	0.802	-1.045	-0.402	-1.748	-1.433	1.031	0.703
ШХ15 до	1.283	-1.238	0.782	-1.124	-0.478	-1.669	-1.414	0.936	0.546
після УКП	1.272	-1.633	0.766	-0.988	-0.348	-1.727	-1.422	1.074	0.739

Одним із показників оцінки ефективності процесу дефосфорації є коефіцієнт розподілу фосфору між металевою та шлаковою фазами $Lp=(P_2O_5)/[P]$. За величиною значення цього показника можна судити про ступінь завершеності процесу видалення фосфору зі сталі та вичерпання термодинамічного потенціалу можливості подальшої взаємодії компонентів у єдиній системі «метал-шлак».

В результаті обробки даних хімічного складу аналізованих марок сталі та відповідного шлаку виявлено зв'язок інтегральних характеристик розплавів з коефіцієнтом розподілу фосфору між сталлю та шлаком у вигляді рівнянь. Так, наприклад, для марки сталі 480W рівняння має вигляд (R – коефіцієнт кореляції):

$$\lg Lp = 53 - 45{,}9 \cdot Z^Y - 0{,}88 \cdot \Delta e + 2{,}59 \cdot \rho, \quad R=0{,}7. \qquad (1)$$

З використанням параметрів міжатомної взаємодії у роботі [9] виконано дослідження впливу хімічного еквівалента складу шлаку на коефіцієнт розподілу фосфору за даними результатів робіт, що характеризують близький до рівноважного розподіл фосфору в системі «метал-шлак». Подана на рис. 1 залежність рівноважного коефіцієнта розподілу фосфору від хімічного еквівалента складу шлаку Δe має екстремальний характер.

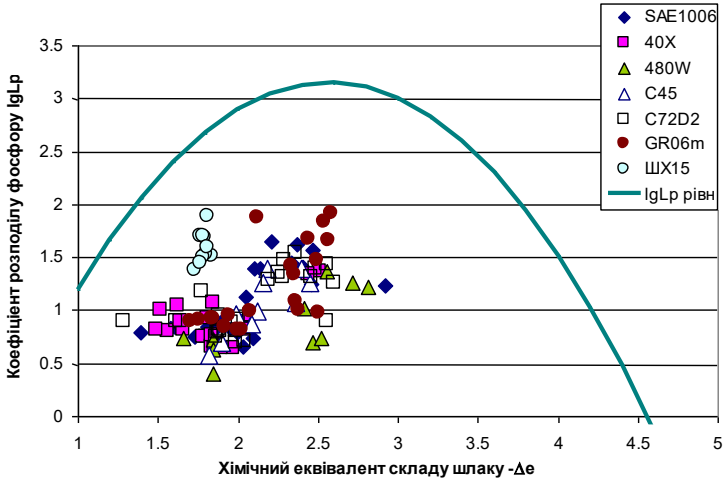


Рисунок 1 – Оцінка ефективності процесу дефосфорації сталі за ступенем відхилення фактичного коефіцієнта розподілу фосфору від рівноважного у сучасних умовах виплавки сталі в Україні.

Ефективність технології виробництва металу, що забезпечує реалізацію максимальної здатності рафінуючого шлаку, оцінюється за

ступенем відхилення фактичного значення коефіцієнта розподілу фосфору від рівноважного. На рис. 1 такий порівняльний аналіз зроблено для промислових конвертерних плавок семи марок сталі за сучасних умов України. З аналізу представлених даних випливає, що в реальних умовах плавки розподіл фосфору для всіх марок сталі нижче рівноважного. Найкращий ступінь наближення до рівноваги фосфору спостерігається для марки сталі ШХ15, найгірша для 480W.

Процес переходу іонів фосфору через границю «метал-шлак» значною мірою визначається активністю відповідних елементів у розплавах, що залежить від їх зарядового стану та загального складу взаємодіючих фаз. Розподіл фосфору між металом і шлаком у процесі киснево-конвертерного процесу значною мірою визначається величиною «перезарядки» останнього при міжфазному переході (рис. 1). Параметр «перезарядки» фосфору ΔZp визначається як різниця зарядів фосфору в металі [$Zp_м$] та шлаку ($Zp_ш$): $\Delta Zp = [Zp_м] - (Zp_ш)$. При цьому його вплив тим більший, чим більше відхилено систему від рівноваги. Таким чином цей параметр пропонується використовувати в якості критерію оцінки ефективності процесу дефосфорації сталі.

Ця теза отримала підтвердження під час аналізу вказаних марок сталі [10]. Зокрема, найбільший ступінь впливу параметра «перезарядки» фосфору ΔZp виявлено для марки сталі 480W, що оцінюється за коефіцієнтом кореляції тісноти парного зв'язку R. Значення R^2 зв'язку $lgLp=f(\Delta Zp)$ для сталі 480W найбільше $R^2 = 0,71$, що свідчить про незавершеність процесу дефосфорації цієї сталі при її виплавці в конвертері (рис. 2). Введення в модель (1) параметра ΔZp в якості додаткового фактора покращує точність прогнозу:

$$\lg Lp = 64 - 32,2 \cdot Z^Y + 6,1 \cdot \Delta e - 26,5 \cdot \rho + 13,7 \cdot \Delta Zp \ , \quad R=0,87. \qquad (2)$$

Найкраща ефективність видалення фосфору зі сталі марки ШХ15 на додаток до даних рис. 1 підтверджується низьким ступенем зв'язку коефіцієнта розподілу фосфору з параметром його «перезарядки», для якої значення коефіцієнта кореляції $R^2 = 0,18$.

Таким чином, використання параметрів міжатомної взаємодії при трактуванні хімічного зв'язку як спрямованого дозволяє з єдиних фізико-хімічних позицій інтерпретувати результати іонообмінних процесів між фазами, що реагують. Такий підхід дозволяє оцінити ступінь завершеності не тільки процесу дефосфорації сталі, а також її десульфурації.

Для оцінки процесу десульфурації сталі проаналізовано структурні та зарядові характеристики розплавів за даними хімічного складу сталі до її обробки на УКП і після (табл. 2).

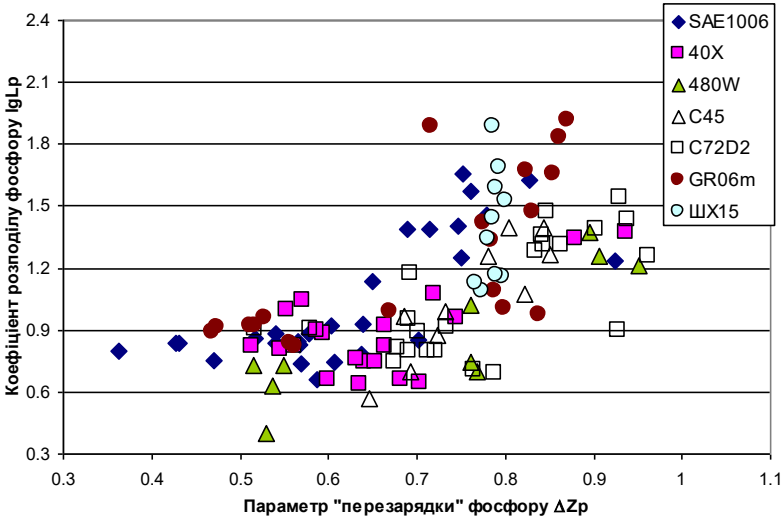


Рисунок 2 – Зв'язок коефіцієнта розподілу фосфору з параметром його «перезарядки».

Як було зазначено і показано вище, для реальних нерівноважних процесів істотну роль відіграє зарядовий стан елемента, що дифундує. На рис. 3 показано залежність фактичного коефіцієнта розподілу сірки Ls досліджуваних марок сталі до її обробки на УКП від параметра «перезарядки» ΔZs. Найбільший ступінь парного зв'язку lgLs=f(ΔZs), оцінюваний за значенням коефіцієнту кореляції R^2, виявлено для такої групи марок сталі (група 1): GR06m ($R^2 = 0{,}63$, рис. 3), SAE1006 ($R^2 = 0{,}37$, рис. 3), 480W ($R^2 = 0{,}36$), ШХ15 ($R^2 = 0{,}35$). Зворотний характер зв'язку зазначеної залежності для всіх марок сталі підтверджує встановлену раніше закономірність, що чим більшою є величина "перезарядки" під час переходу міжфазного кордону, тим нижчим є фактичний коефіцієнт розподілу сірки. Цей ефект істотного впливу параметра ΔZs на коефіцієнт розподілу сірки до обробки сталі на УКП свідчить про низький рівень розвитку процесу десульфурації під час киснево-конвертерної плавки, технологічні особливості якої націлені на інтенсивний розвиток процесу дефосфорації. Технологія доведення сталі на установці ківш-піч передбачає більш високі температури і введення розкислювачів для підвищення ступеня і розвитку процесу десульфурації.

Значимість параметра «перезарядки» ΔZs як критерію оцінки завершеності фізико-хімічних іонообмінних процесів взаємодії в системі "метал-шлак" на різних етапах виплавки й доведення сталі

було підтверджено внаслідок аналізу ступеня відхилення системи від рівноваги за сіркою.

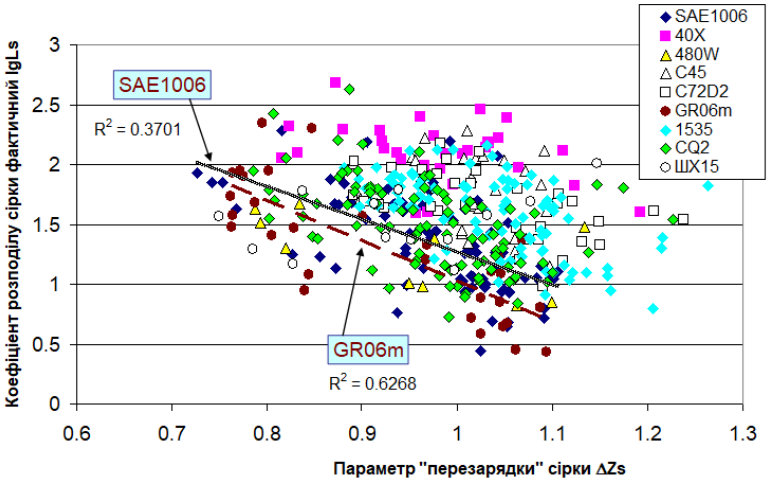


Рисунок 3 – Зв'язок коефіцієнта розподілу сірки з параметром її «перезарядки» до обробки сталі на УКП.

У роботі використано отриману за даними Куликова І. С. і Баптизманського В. І. [11] залежність рівноважного коефіцієнта розподілу сірки від параметрів металевої (Z^Y) і шлакової системи (Δe і ρ)

$$\lg L_S^0 = 9{,}03 \cdot Z^Y + 18{,}53 \cdot \rho - 0{,}096 \cdot \Delta e - 24{,}27 \,. \qquad (3)$$

Ця залежність дає змогу оцінити ступінь наближення системи «метал-шлак» до рівноваги за сіркою в реальних умовах плавки через відношення фактичного коефіцієнта L_S розподілу сірки до рівноважного: L_S^0: $\varepsilon_S = L_S / L_S^0 \cdot 100{,}\%$. На рис. 4 представлені дані фактичного і розрахованого рівноважного коефіцієнтів розподілу сірки для досліджуваної групи марок сталі до її доведення на УКП.

З аналізу процесу десульфурації випливає, що і за сіркою система «метал-шлак» далека від рівноваги для всіх марок сталі. Найбільша різниця значень L_S та L_S^0 спостерігається для тих самих марок сталі групи 1, для яких виявлено найбільший ступінь зв'язку L_S з параметром «перезарядки» ΔZ_S, а саме, для сталей ШХ15 ($\varepsilon_S = 1/n \cdot \Sigma L_S / L_S^0 \cdot 100 = 45\%$), 480W ($\varepsilon_S = 46\%$), SAE1006 ($\varepsilon_S = 51\%$), GR06m ($\varepsilon_S = 52\%$) (рис. 4, 5).

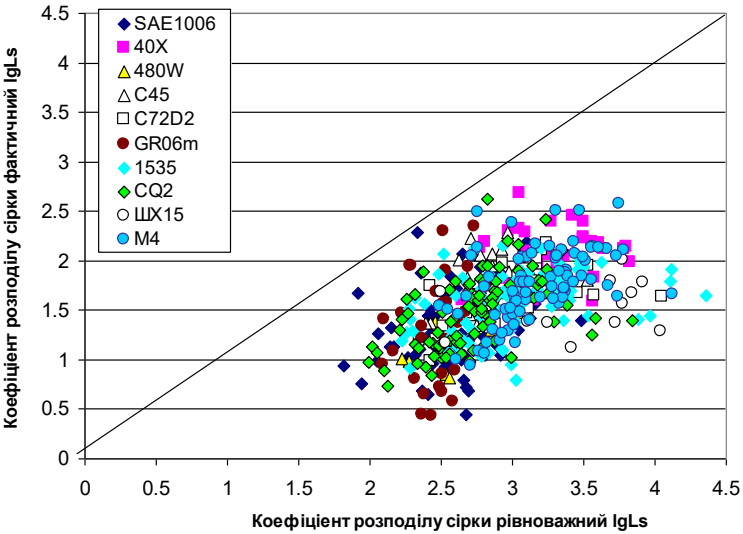


Рисунок 4 – Оцінка ефективності процесу десульфурації сталі за ступенем відхилення фактичного коефіцієнта розподілу сірки від рівноважного для різних марок сталі до її обробки на УКП.

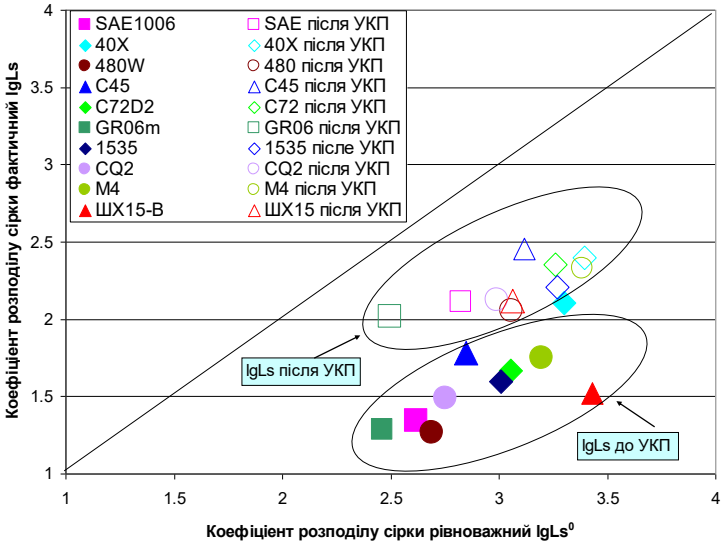


Рисунок 5 – Оцінка наближення фактичного коефіцієнта розподілу сірки до рівноважного по середнім їх значенням для різних марок сталі до та після її обробки на УКП.

Отже, для зазначених марок сталі процес розподілу сірки в системі «метал-шлак» на етапі її доведення до УКП не вичерпав свій потенціал іонообмінної взаємодії, про що свідчить низькі значення ступеня досягнення до рівноваги показника ε_S, а також істотно значущий вплив параметра «перезарядки» ΔZ_S на коефіцієнт розподілу сірки. Слід відзначити, що саме для цих марок сталі процес її десульфурації на УКП пройшов найбільш ефективно, що підтверджують високі значення показника ε_S, розрахованого по даним кінцевого хімічного складу сталі після її обробки на УКП. Наприклад, для марки сталі GR06m $\varepsilon_S = 81\%$ (рис. 5, 6). Такий же рівень значення ε_S виявлено для сталі С45: $\varepsilon_S = 79\%$. До того ж найбільші значення різниці показника ε_S ($\Delta\varepsilon_S = \varepsilon_{S\text{после УКП}} - \varepsilon_{S\text{до УКП}}$) до обробки сталі на УКП і після її доведення на УКП виявлено для тієї ж 1-ї групи марок сталі: для GR06m $\Delta\varepsilon_S$=29%, ШХ15 $\Delta\varepsilon_S = 25\%$, SAE1006 $\Delta\varepsilon_S = 24\%$, 480W $\Delta\varepsilon_S = 21\%$ (рис. 6).

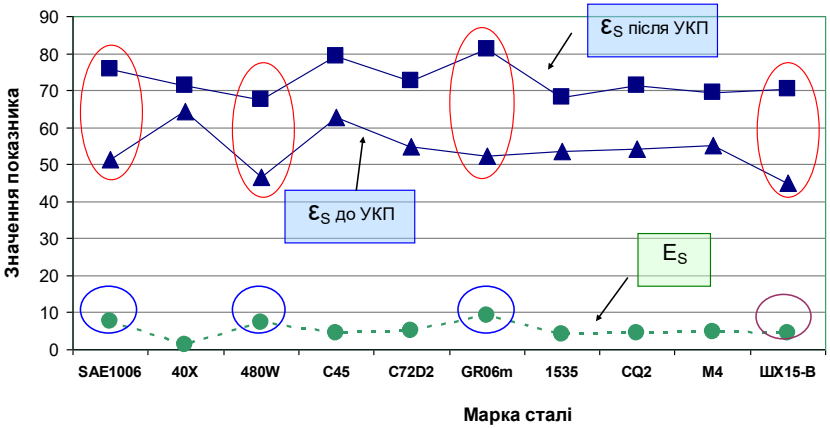


Рисунок 6 – Узгоджена зміна показників оцінки досягнення системи «метал-шлак» рівноваги по сірці $\varepsilon_S = L_S / L_S^0 \cdot 100,\%$ (до та після обробки сталі на УКП) та ступеню завершення іонообмінних процесів $E_S = (L_S^к - L_S^н) / L_S^н$.

Тобто для марок сталі групи 1 процес десульфурації на установці Ківш-Піч пройшов найефективніше з позиції перебігу іонообмінного процесу міжфазного розподілу сірки, що підтверджується високими значеннями показника $E_S = (L_S^к - L_S^н) / L_S^н$, де $L_S^н, L_S^к$ - фактичні коефіцієнти розподілу сірки між металом і шлаком до і після доведення сталі на УКП. Чим вищі значення цього показника, тим інтенсивніше відбувалися фізико-хімічні процеси взаємодії компонент у системі «метал-шлак». Зокрема, високі значення показника E_S

зафіксовано для марок сталі також 1-ї групи: GR06m E_S = 9 од., 480W E_S= 7 од., SAE1006 E_S = 8 од. Слід зазначити, що десульфуруючий потенціал системи «метал-шлак» для марки сталі ШХ15 порівняно із зазначеними марками сталі був не до кінця вичерпаний, що підтверджує невисоке значення показника E_S = 4 од.

Таким чином, отримані результати досліджень дають змогу використовувати параметр «перезарядки» елемента, що дифундує через кордон розділу фаз, зокрема сірки та фосфору, як критерій оцінки ступеня завершеності фізико-хімічних іонообмінних процесів взаємодії в системі «метал-шлак» на різних етапах виплавки й доведення сталі.

Висновки

З метою оцінки ефективності процесів десульфурації та дефосфорації сталі у сучасних умовах проаналізовано результати фізико-хімічної взаємодії елементів у системі «метал-шлак» з позицій кооперативного іонообмінного процесу та аналізу термодинамічного стану розплавів як хімічно єдиних систем.

В результаті аналізу закономірностей зміни коефіцієнтів розподілу сірки та фосфору залежно від хімічного складу десяти марок сталі, що виплавляється в Україні, та відповідного шлаку розроблено методику, що включає обґрунтоване використання параметрів міжатомної взаємодії в розплавах як критеріїв оцінки ступеня завершеності іонообмінних процесів при рафінуванні сталі. Поряд з використанням інтегральних фізико-хімічних критеріїв хімічного та зарядового стану системи Z^Y, Δe та Ze показано ключову роль впливу параметра «перезарядки» елемента ΔZe на процес розподілу сірки та фосфору між металом і шлаком

Внаслідок аналізу ступеня відхилення системи від рівноваги за сіркою та фосфором на різних етапах виплавки та доведення сталі на УКП було обґрунтовано використання параметра ΔZe як критерія оцінки ступеня відхилення системи від рівноваги, що підтверджено узгодженою зміною параметру ΔZ_S та критерію оцінки досягнення системи «метал-шлак» рівноваги по сірці $\varepsilon_S = L_S / L_S^0 \cdot 100,\%$, а також показника ступеня завершення іонообмінних процесів $E_S = (L_S^к - L_S^н) / L_S^н$.

Розроблений підхід дозволяє комплексно оцінити ступінь завершеності процесу рафінування сталі з метою прийняття ефективних технологічних рішень, а також на новому рівні підійти до вирішення конкретних прикладних завдань, зокрема до оптимізації існуючих та розробки нових технологій та реагентів для отримання чистих по сірці та фосфору сталей.

Перелік посилань

1. Okhotskii V. B. Equilibrium in metal - Slag system during steel smelting. *Steel in Transl.* 2004. № 34. С. 37-42.

2. Conejo A. N., Lara F. R., Macias-Hernández M., Morales R. D. (2007), Kinetic Model of Steel Refining in a Ladle Furnace. *Steel research international*, 78, P. 141-150. https://doi.org/10.1002/srin.200705871.

3. Silva A.C.e., Goulart L., Araujo E., Batista R., Martins A. Application of Computational Thermodynamics to Steel Processing: The Case of Steel Cleanness. *In: EPD Congress* (Springer, Cham. 2015). https://doi.org/10.1007/978-3-319-48214-9_18.

4. Kolesnikova K., Gogunsky V., Olekh T. Calculation of equilibrium in the system «metal – slag» during steelmaking in electric arc furnace. *Metallurgical and Mining Industry*. 2016. No. 6, P. 8-13.

5. He B., Xin Z., Zhang J., Li L., Han D., Xiao S., Liu Q. (2023), A Computational Fluid Dynamics-Thermodynamics Coupled Approach to Simulate Desulfurization in Ladle Furnace Based on Interface Equilibrium Assumption. *Steel research int*. 2023. Vol. 94, 2370114. https://doi.org/10.1002/srin.202370114.

6. Prikhod'ko E. V., Moroz V. F. The role of the atomic interaction directionality in formation of structurres and properties of compounds. *Functional Materials*. 2000. Vol. 7. № 4. P. 867−892.

7. Приходько Э. В., Тогобицкая Д. Н., Хамхотько А. Ф., Степаненко Д. А. *Прогнозирование физико-химических свойств оксидных систем*. Днепропетровск: Пороги, 2013. 339 с.

8. Белькова А. И. Информационное обеспечение исследования процессов взаимодействия в системе «металл–шлак» в горне доменной печи. *Математичне моделювання*. 2010. № 1 (22). С. 62–66.

9. Приходько Э. В., Шеенко М. И. Равновесное распределение фосфора между металлом и шлаком и методика оценки степени его достижения. *Известия ВУЗов.Черная металлургия.* 1985. № 1. С. 6-9.

10. Тогобицька Д. М., Бєлькова А. І., Греков С.В., Ходотова Н.Є. Фізико-хімічні критерії для оцінки ефективності дефосфорації сталі за сучасних умов України. *Матеріали XVIII МНПК «Литво. Металургія. 2022»*. 2023. С. 413-417.

11. Тогобицька Д. М., Степаненко Д. О, Бєлькова А. І., Петров О. П., Ліхачов Ю. М. Банк даних «Металургія» - інформаційна основа прогнозування властивостей фізико-хімічних систем та їх розплавів. *Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті.* 2021. № 24. С. 140-148. https://doi.org/10.34185/1991-7848.2021.01.14.

References

1. Okhotskii, V. B. (2004). Equilibrium in metal - Slag system during steel smelting. *Steel in Transl*, 34, 37-42

2. Conejo, A. N., Lara, F. R., Macias-Hernández, M., & Morales, R. D. (2007). Kinetic Model of Steel Refining in a Ladle Furnace. *Steel research international*, 78, 141-150. https://doi.org/10.1002/srin.200705871

3. Silva, A.C.e., Goulart, L., Araujo, E., Batista, R., & Martins, A. *Application of Computational Thermodynamics to Steel Processing: The Case of Steel*

Cleanness. In: EPD Congress (Springer, Cham. 2015). https://doi.org/10.1007/978-3-319-48214-9_18

4. Kolesnikova, K., Gogunsky, V., & Olekh, T. (2016). Calculation of equilibrium in the system "metal – slag" during steelmaking in electric arc furnace, *Metallurgical and Mining Industry*, 6, 8-13

5. He, B., Xin, Z., Zhang, J., Li, L., Han, D., Xiao, S. & Liu, Q. (2023). A Computational Fluid Dynamics-Thermodynamics Coupled Approach to Simulate Desulfurization in Ladle Furnace Based on Interface Equilibrium Assumption. *Steel research int*., 94, 2370114. https://doi.org/10.1002/srin.202370114

6. Prikhod'ko, E. V., & Moroz, V. F. (2000). The role of the atomic interaction directionality in formation of structurres and properties of compounds. *Functional Materials*, 7(4), 867−892

7. Prikhod'ko, E. V., Togobitskaya, D. N., Khamkhot'ko, A. F., & Stepanenko D. A. (2013). *Prognozirovaniye fiziko-khimicheskikh svoystv oksidnykh sistem*. Porogi

8. Bel'kova, A. I. (2010). Informatsionnoye obespecheniye protsessov vzaimodeystviya v sisteme "metall–shlak" v gorne domennoy pechi. *Matematicheskoye modelirovaniye*, 22, 62-66

9. Prikhod'ko, E. V., & Sheyenko, M. I. (1985). Ravnovesnoye raspredeleniye fosfora mezhdu metallom i shlakom i metodika otsenki stepeni yego dostizheniya. *Izvestiya VUZov. Chernaya metallurgiya*, 1, 6-9

10. Togobytskaya, D.M., Bel'kova, A.I., Grekov, S.V., & Khodotova, N.Ye. (2023). Fiziko-khimicheskiye kriterii dlya otsenki effektivnosti defosforatsii stali v sovremennykh usloviyakh Ukrainy. *Materialy XVIII MNPK "Litvo. Metallurgiya. 2022"*, 413-417

11. Togobytskaya, D. M., Stepanenko, D. A., Bel'kova, A. I., Petrov, A. P., & Likhachev, Yu. M. (2021). Bank dannykh "Metallurgiya"- informatsionnaya osnova prognozirovaniya svoystv fiziko-khimicheskikh sistem i ikh rasplavov. *Sovremennyye problemy metallurgii. Nauchnyye izvestiya*, 24, 140-148

D. M. Togobitskaya[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*

METHOD FOR ASSESSING PHYSICAL-CHEMICAL INTERACTION IN THE METAL-SLAG SYSTEM AS A COOPERATIVE ION-EXCHANGE PROCESS IN STEEL REFINING

Abstract. Dephosphorisation and desulphurisation are the most important stages of high-quality steel production, characterized by complex physical and chemical processes of interaction in the metal-slag system. The article is devoted to studying the results and evaluating the efficiency of steel refining processes at different stages

of its refinement in modern Ukrainian conditions. The aim of the work is to develop a methodology for assessing the physical and chemical interaction in the metal-slag system during steel refining from the perspective of the concept of a cooperative ion exchange process using the parameters of interatomic interaction in melts. As a result of studying the regularities of sulphur and phosphorus distribution depending on the chemical composition of different steel grades from two plants and their corresponding slags, a methodology has been developed that includes the reasonable use of parameters of interatomic interaction in melts as criteria for assessing the degree of completion of ion exchange processes during steel refining. Along with the use of integral physical and chemical parameters of the chemical and charge state of metal and slag melts (chemical equivalent of metal composition Z^{Y}(e) and slag Δe(e), effective charge of element Ze(e)), the paper shows the key role of the influence of the "recharge" parameter of the element ΔZe on the process of interfacial distribution of sulfur and phosphorus. This parameter has also shown its efficiency as a criterion for assessing the deviation of the metal-slag system from equilibrium at different stages of steelmaking and finishing at the ladle furnace unit (LFU). The proposed approach makes it possible to assess the level of completion of steel refining processes in order to develop effective technological solutions. In addition, it lays the foundation for solving specific applied problems at a new level, allowing optimizing existing technologies and developing new methods and reagents for producing steels with reduced sulphur and phosphorus content.

Key words: steel refining, dephosphorisation, desulphurisation, metal-slag system, parameters of interatomic interaction in melts, sulphur and phosphorus distribution coefficient, system disequilibrium assessment criterion.

For citation: Togobitskaya, D. M., Belkova, A. I., Stepanenko, D. O., Povorotnia, I. R., & Grekov, S. V. (2023). Method for assessing physical-chemical interaction in the metal-slag system as a cooperative ion-exchange process in steel refining. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 271-286. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-271-286

Стаття надійшла до редакції збірника 22.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-287-294
УДК 669.168:669.15-198

Д. М. Тогобицька[1], д.т.н., проф., пров.н.с., ORCID 0000-0001-6413-4823
О. В. Кукса[1], к.т.н., н.с., ORCID 0000-0002-6268-0692
С. В. Греков[1], н.с., ORCID 0000-0003-2849-0999
І. Р. Поворотня[1], к.т.н., н.с., ORCID 0000-0001-5872-7403
Ю. М. Ліхачев[1], н.с., ORCID 0000-0003-3168-7813
Н. Е. Ходотова[1], м.н.с., ORCID 0000-0002-6958-4636

ПРОГНОЗУВАННЯ ТЕПЛОФІЗИЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ХРОМОВМІСНИХ ФЕРОСПЛАВІВ

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

Анотація. Метою роботи є розробка прогнозних моделей теплофізичних властивостей хромовмісних феросплавів. В Інституті чорної металургії НАН України ведуться системні дослідження фізико-хімічних та теплофізичних властивостей феросплавів із їх моделюванням. З використанням створеної бази «Феросплав» в статті представлені прогнозні моделі теплофізичних властивостей хромовмісних феросплавів для моделювання процесів взаємодії феросплавів з рідкою сталлю. Фізико-хімічна модель структуризації металевого розплаву базується на використанні параметрів міжатомної взаємодії. Металевий розплав розглядається як хімічно єдину систему, і факторного аналізу з генерацією моделей оптимальної структури. Прогнозні моделі теплофізичних властивостей хромовмісних феросплавів розроблено з інтервалом 0,027–8,5% C і 29,2 – 72,7% Cr:

$$T_{солідус}, ºC = 1424{,}076 + 520{,}73\ d - 681{,}58\ Z^Y\ (r = 0{,}96) \quad (1)$$

$$T_{ліквідус}, ºC = 2103{,}77 + 466{,}88\ d - 899{,}79\ Z^Y\ (r = 0{,}94) \quad (2)$$

$$\rho, г/см^3 = -7{,}288 + 2{,}8075\ d + 3{,}0476\ Z^Y\ (r = 0{,}97) \quad (3)$$

Аналіз експериментальних даних теплофізичних властивостей хромовмісних феросплавів показав тісний зв'язок з параметрами міжатомної взаємодії. Розроблені моделі дають змогу прогнозувати вплив зміни складу, вираженого через інтегральні параметри міжатомної взаємодії, на властивості хромвмісних феросплавів. Вони можуть бути використані для оцінки властивостей як усередині окремої марки, так і всього сортаментного ряду хромвмісних феросплавів.

Ключові слова: феросплави, ферохром, прогнозування, властивості, параметри міжатомної взаємодії.

Посилання для цитування: 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

Сучасний стан питання. Оптимізація процесів легування і доведення металу за хімічним складом нерозривно пов'язана з

вивченням закономірностей кінетики плавлення, розчинення та засвоєння елементів з феросплавів та сплавів, що вводяться. Знання фізико-хімічних та теплофізичних властивостей феросплавів, у тому числі дорогих та імпортованих, дозволяє забезпечити можливість підвищення ефективності їх застосування, а також прогнозувати склади феросплавів з оптимальними характеристиками. Експериментальне визначення властивостей феросплавів дуже проблематичне і дороге, тому особливий науковий та практичний інтерес становлять розрахункові методи визначення властивостей феросплавів.

В Інституті чорної металургії НАН України ведуться системні дослідження фізико-хімічних та теплофізичних властивостей феросплавів із їх моделюванням [1-9]. Створено інформаційну базу феросплавів широкого сортаменту «Феросплави», що включає дані про виробництво, хімічний склад, найважливіші теплофізичні, фізико-хімічні та фізико-механічні властивості феросплавів широкого сортаменту (ферохрому, феросиліція, феромарганця, феррованадія, феротитану, фероніобія, феронікелю, фероцирконію, феромолібдену, силікокальцію, силікомарганцю, феросилікоцирконію та ряду інших). Систематизована інформація використовується при розробці прогнозних моделей властивостей феросплавів, при математичному, фізико-хімічному та фізичному моделюванні процесів, що протікають при взаємодії феросплавів із рідкою сталлю. Слід зазначити, що експериментальні дослідження Григоряна В.А. та інших вчених мають велике значення.

Приклад фрагменту документу у базі «Феросплави» приведено нижче (рис. 1).

Мета роботи: розробка прогнозних моделей теплофізичних властивостей хромовмісних феросплавів.

Виклад основних результатів дослідження

Слід завважити, що на теплофізичні властивості хромовмісних феросплавів великий вплив має вміст вуглецю, тому після експертної оцінки експериментальних даних ми охопили хромовмісні феросплави з інтервалом 0,027– 8,5% С. Відповідно вміст хрому з інтервалом 29,2 – 72,7. Вплив інших елементів на властивості феросплавів значно нижче.

Наші прогнозні моделі базуються на основі концепції спрямованого хімічного зв'язку [10-12], що розглядає металевий розплав як хімічно єдину систему, і факторного аналізу з генерацією моделей оптимальної структури. Фізико-хімічна модель структуризації металевого розплаву базується на використанні параметрів міжатомної взаємодії. А саме: середня між’ядерна відстань – d (10^{-1} нм); градієнт зміни радіуса іона за зміни його заряду – tgα; фізико-хімічний еквівалент зарядового стану – Z^Y (е), а також параметр спрямованої зарядової щільності – ρl.

!***Документ №19***;
кс = феррохром, плотность, температура ликвидус, температура солидус, эвтектика;
авторы = Ермаченков В.А., Островский О.И., Григорян В.А., Островский Я.И., Кулинич В.И., Вундер А.Ю., Нарыжный В.Д.;
название = Теплофизические свойства промышленных марок феррохрома;
издание = Изв. ВУЗов. Черная металлургия. № 9. 1980;
реферат = Проведено исследование плотности ряда марок феррохрома в жидком и твердом состоянии;
методика = Использован метод проникающего гамма-излучения. Погрешность определения температур ликвидус и солидус ±10-15 °С;
количество образцов = 12.

#Теплофизические свойства ферросплавов; (12,10)

Номер сплава	C	Si	Cr	P	S	ts	tL	ρS	ρL
1	0.027	0.7	72.5	0.02		1570	1670	6.83	6.49
2	0.05	0.7	70.8	0.02		1570	1670	6.81	6.43
3	0.14	0.6	72.7	0.03		1550	1650	6.82	6.5
4	0.22	0.9	71.1	0.03		1560	1675	6.74	6.42
5	0.27	1	71.6	0.03		1500	1645	6.66	6.32
6	1	1.4	71.2	0.03		1360	1585	6.85	6.45
7	1.2	1.5	70.6	0.03		1355	1560	6.88	6.47

Рисунок 1 – Фрагмент документу у базі «Феросплави»: хімічний склад – мас.%, ts – температура солідус, °С, tL – температура ліквідус, °С, ρS – густина у твердому стані, г/см^3, ρL – густина в рідкому стані, г/см^3. Наведено ізотерми густини ферохрому при 1700 °С і вплив вуглецю на ts и tL.

У табл. 1 приведено приклад хімічного складу хромовмісних феросплавів та відповідно їх інтегральні параметри.

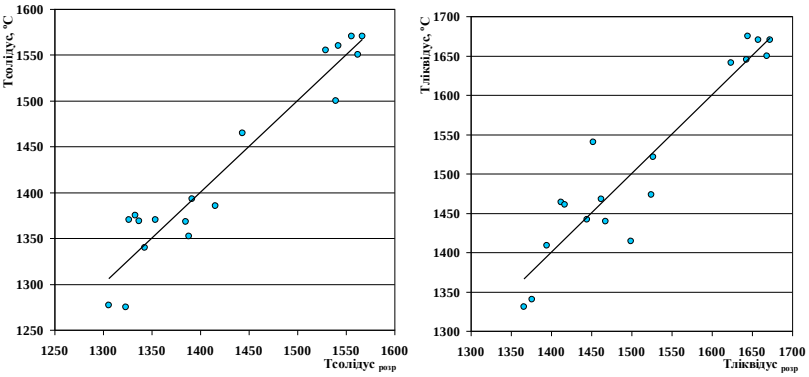
Таблиця 1 – Хімічній склад та інтегральні параметри хромовмісних феросплавів (Григорян В. А. [13] та ін.).

№	Cr	C	Si	Mn	P	d, 10^{-1}нм	Z^Y, e	tgα
1	39,4	0,2	2,3	24,4		2,793	2,182	0,0782
2	38,3	0,1	15,9	17,8		2,637	2,189	0,0804
3	38,4	0,1	10,4	22,3		2,696	2,207	0,0795
4	34,6	0,2	9,5	20,1		2,695	2,187	0,0804
5	72,5	0,027	0,7		0,02	2,812	1,939	0,0719
6	70,8	0,05	0,7		0,02	2,809	1,953	0,0723
7	72,7	0,14	0,6		0,03	2,802	1,938	0,0721
8	71,1	0,22	0,9		0,03	2,788	1,957	0,0726
9	71,6	0,27	1		0,03	2,782	1,956	0,0726
10	70,8	2,9	0,2			2,578	1,981	0,0771

Вважаючи на те, що інтегральні параметри міжатомної взаємодії розраховуються з обліком впливу всіх присутніх у феросплаві елементів, адекватність прогнозних моделей (рис. 1) достатня для практичного використання:

$$T_{солідус}, ºC = 1424{,}076 + 520{,}73\ d - 681{,}58\ Z^Y\ (r = 0{,}96); \quad (1)$$

$$T_{ліквідус}, ºC = 2103{,}77 + 466{,}88\ d - 899{,}79\ Z^Y\ (r = 0{,}94). \quad (2)$$



а) б)

Рисунок 2 – Порівняльний аналіз розрахункових та експериментальних значень: а) $T_{солідус}$, б) $T_{ліквідус}$.

У табл. 2 приведено експериментальні і розрахункові значення властивостей хромовмісних феросплавів та відносна похибка δX, % відповідно до даних у табл. 1:

Таблиця 2 – Експериментальні і розрахункові значення властивостей хромовмісних феросплавів та відносна похибка δX, %.

№	$T_{солідус}$, ºC	$T_{солідус\ розр}$, ºC	δX, %	$T_{ліквідус}$, ºC	$T_{ліквідус\ розр}$, ºC	δX, %
1	1393	1391,8	0,09	1442	1445,0	0,21
2	1277	1305,8	2,25	1331	1365,9	2,62
3	1275	1323,5	3,81	1340	1376,3	2,71
4	1369	1337,0	2,34	1409	1394,3	1,04
5	1570	1567,1	0,18	1670	1672,3	0,14
6	1570	1555,7	0,91	1670	1657,9	0,72
7	1550	1562,4	0,80	1650	1668,2	1,11
8	1560	1542,2	1,14	1675	1644,6	1,81
9	1500	1539,7	2,65	1645	1642,9	0,13
10	1385	1415,8	2,22	1473	1524,3	3,48

Також для щільності (ρ, г/см^3) хромовмісних феросплавів у рідкому стані (при $T_{ліквідус}$) розроблена прогнозна модель (рис. 2):

$$\rho, г/см^3 = -7{,}288 + 2{,}8075\ d + 3{,}0476\ Z^Y\ (r = 0{,}97). \quad (3)$$

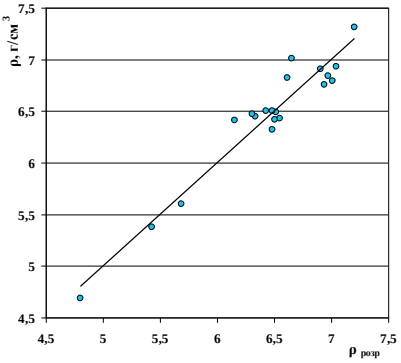


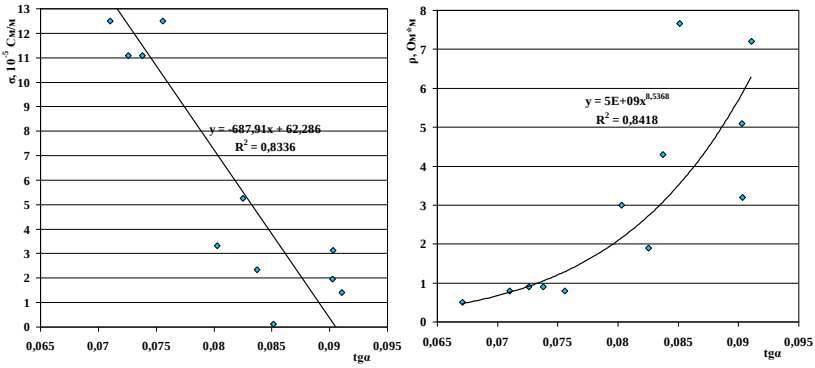
Рисунок 2 – Порівняльний аналіз розрахункових та експериментальних значень щільності, г/см^3.

Необхідно зазначити, що інтегральний параметр tgα також дуже значимий для властивостей феросплавів. Наприклад, tgα дає змогу описати питомий електроопір (ρ, Ом·м) нелінійною степеневою залежністю (рис. 3а) з точністю r = 0,92:

$$\rho, \text{ Ом·м} = 5E^{+09}\, tg\alpha^{8,5368}. \quad (4)$$

Для питомої електропровідності (σ, 10^{-5} См/м (Сіменс/метр)) аналогічно здобута залежність з точністю r = 0,91 (рис. 3б):

$$\sigma, 10^{-5} \text{ См/м} = 62,286 - 687,91\, tg\alpha. \quad (5)$$



а) б)

Рисунок 3 – Залежність а) питомого електроопору (ρ, Ом·м) і б) питомої електропровідності (σ, 10^{-5} См/м) від параметра міжатомної взаємодії tgα.

Виводи

Аналіз накопичених в базі «Феросплави» експериментальних даних теплофізичних властивостей хромовмісних феросплавів показав тісний зв'язок з параметрами міжатомної взаємодії. Розроблені моделі охоплюють хромовмісні феросплави з інтервалом 0,027–8,5% С і 29,2 –

72,7% Cr та дають змогу прогнозувати вплив зміни складу, вираженого через інтегральні параметри міжатомної взаємодії, на властивості хромовмісних феросплавів. Вони можуть бути використані для оцінки властивостей як усередині окремої марки, так і всього сортаментного ряду хромовмісних феросплавів.

Перелік посилань

1. Базы данных и модели для экспертной оценки эффективности использования ферросплавов при производстве стали / Д. Н. Тогобицкая, В. П. Пиптюк, А. Ф. Петров, С. В. Греков, И. Р. Снигура, Ю. М. Лихачев, Л. А. Головко // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2017. Вып. 31. С. 150-165.

2. Физико-химическая оценка свойств промышленных ферросплавов / В. П. Пиптюк, А. Ф. Петров, С. В. Греков и др. // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2007. Вып. 14. С. 235−243.

3. Приходько Э. В., Петров А. Ф. Методика прогнозирования физических и теплофизических свойств марганцевых ферросплавов в зависимости от состава. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2008. №6. С. 27−30.

4. Прогнозирование свойств стандартных марганец– и кремнийсодержащих ферросплавов / В. П. Пиптюк, А. Ф. Петров, С. В. Греков и др. // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2008. Вып. 17. С. 218−230.

5. Петров А. Ф., Приходько Э. В., Кукса О. В. Прогнозирование физико-химических и теплофизических свойств ферросиликомарганца стандартных марок. *Сборник материалов VII международной научно-технической конференции «Ключевые аспекты развития электрометаллургии»*. 2016. Т. 19, Вып. 1. С. 171 – 175.

6. Прогнозирование физико-химических и теплофизических свойств борсодержаших ферросплавов / А. Ф. Петров, О. В. Кукса, Л. А. Головко, С. В. Греков // *Сборник материалов международной научно-технической конференции "Информационные технологии в металлургии и машиностроении"*. Днепропетровск, 2016. С. 44-49.

7. Петров А. Ф., Кукса О. В., Головко Л. А., Ходотова Н. Е. Прогнозирование физико-химических характеристик никельсодержащих ферросплавов. *Тезисы на конф. Университетская наука – 2017*, с. 53-54.

8. Прогнозирование физико-химических и теплофизических свойств ферониобия стандартных марок / А. Ф. Петров, О. В. Кукса, Л. А. Головко, Н. Е. Ходотова // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2017. Вып. 31. С. 260-265.

9. Петров А. Ф., Кукса О. В., Головко Л. А. Модельное прогнозирование физических свойств силикокальция стандартных марок. *«Литье. Металлургия-2019»*

10. Приходько Э. В. *Эффективность комплексного легирования стали и сплавов*. Киев : Наукова думка, 1995. 292 с.

11. Приходько Э. В. *Металлохимия многокомпонентных систем*. М. : Металлургия, 1995. 320 с.

12. Приходько Э. В., Петров А. Ф. Физико-химические критерии для оценки степени микронеоднородности металлических расплавов. *Металлофизика и*

новейшие технологии. 1998.–Т. 20, № 7. С. 64-74.

13. Теплофизические свойства промышленных марок феррохрома / В. А. Ермаченков, О. И. Островский, В. А. Григорян, Я. И. Островский, В. И. Кулинич, А. Ю. Вундер, В. Д. Нарыжный // *Изв. ВУЗов. Черная металлургия.* 1980. № 9.

References

1. Togobitckaia, 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 otcenki effektivnosti ispolzovaniia ferrosplavov pri proizvodstve stali. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 31, 150-165

2. Piptiuk, V. P., Petrov, A. F., Grekov, S. V. et al. (2007). Fiziko-khimicheskaia otcenka svoistv promyshlennykh ferrosplavov. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 14, 235−243

3. Prikhodko, E. V., & Petrov, A. F. (2008). Metodika prognozirovaniia fizicheskikh i teplofizicheskikh svoistv margantcevykh ferrosplavov v zavisimosti ot sostava. *Metallurgicheskaia i gornorudnaia promyshlennost*, (6), 27−30

4. Piptiuk V. P., Petrov A. F., Grekov S. V. et al. (2008). Prognozirovanie svoistv standartnykh marganetc- i kremniisoderzhashchikh ferrosplavov. Fundamentalnye i prikladnye problemy chernoi metallurgii, 17, 218−230

5. Petrov, A. F., Prikhodko, E. V., & Kuksa, O. V. (2016). Prognozirovanie fiziko-khimicheskikh i teplofizicheskikh svoistv ferrosilikomargantca standartnykh marok. *Sbornik materialov VII mezhdunarodnoi nauchno-tekhnicheskoi konferentcii "Kliuchevye aspekty razvitiia elektrometallurgii"*, 19(1), pp. 171-175

6. Petrov, A. F., Kuksa, O. V., Golovko, L. A., & Grekov, S. V. (2016). Prognozirovanie fiziko-khimicheskikh i teplofizicheskikh svoistv borsoderzhashikh ferrosplavov. *Sbornik materialov mezhdunarodnoi nauchno-tekhnicheskoi konferentcii "Informatcionnye tekhnologii v metallurgii i mashinostroenii"*. Dnepropetrovsk, 2016. pp. 44-49

7. Petrov, A. F., Kuksa, O. V., Golovko, L. A., & Khodotova, N. E. (2017). Prognozirovanie fiziko-khimicheskikh kharakteristik nikelsoderzhashchikh ferrosplavov. *Tezisy konf. "Universitetskaia nauka-2017"*, pp. 53-54

8. Petrov, A. F., Kuksa, O. V., Golovko, L. A., & Khodotova, N. E. (2017). Prognozirovanie fiziko-khimicheskikh i teplofizicheskikh svoistv ferroniobiia standartnykh marok. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 31, 260-265

9. Petrov, A. F., Kuksa, O. V., & Golovko, L. A. (2019). Modelnoe prognozirovanie fizicheskikh svoistv silikokaltciia standartnykh marok. *"Lite. Metallurgiia-2019"*

10. Prikhodko. E. V. (1995). *Effektivnost kompleksnogo legirovaniia stali i splavov*. Naukova dumka

11. Prikhodko, E. V. (1995). *Metallokhimiia mnogokomponentnykh sistem*. Metallurgiia

12. Prikhodko, E. V., & Petrov, A. F. (1998). Fiziko-khimicheskie kriterii dlia otcenki stepeni mikroneodnorodnosti metallicheskikh rasplavov. *Metallofizika i noveishie tekhnologii*, 20(7), 64-74

13. Ermachenkov, V. A., Ostrovskii, O. I., Grigorian, V. A., Ostrovskii, Ia. I., Kulinich, V. I., Vunder, A. Iu., & Naryzhnyi, V. D. (1980). Teplofizicheskie svoistva promyshlennykh marok ferrokhroma. *Izv. VUZov. Chernaia metallurgiia*, (9)

D. M. Togobitskaya[1], D. Sc. (Tech.), Professor, Leading Researcher, ORCID 0000-0001-6413-4823
O. V. Kuksa[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0002-6268-0692
S. V. Grekov[1], Researcher, ORCID 0000-0003-2849-0999
I. R. Povorotnia[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-5872-7403
Y. M. Lihachov[1], Researcher, ORCID (0000-0003-3168-7813)
N. E. Hodotova[1], Junior Researcher, ORCID (0000-0002-6958-4636)

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

THE PREDICTION OF THERMOPHYSICAL PROPERTIES OF CHROME-CONTAINING FERROALLOYS

Abstract. The purpose of the work is to develop predictive models of thermophysical properties of chromium-containing ferroalloys. The Institute of Ferrous Metallurgy of the National Academy of Sciences of Ukraine conducts systematic studies of the physicochemical and thermophysical properties of ferroalloys with their modeling. With the use of the created "Ferrosplav" database, the article presents predictive models of thermophysical properties of chromium-containing ferroalloys for modeling the processes of interaction of ferroalloys with liquid steel. The physicochemical model of metal melt structuring is based on the use of interatomic interaction parameters. The metal melt is considered as a chemically unified system, and factor analysis with the generation of models of the optimal structure. Predictive models of thermophysical properties of chromium-containing ferroalloys were developed with an interval of 0.027–8.5% C and 29.2–72.7% Cr:

$$T_{solidus}, ºC = 1424.076 + 520.73\ d - 681.58\ Z^Y\ (r = 0.96); \quad (1)$$

$$T_{liquidus}, ºC = 2103.77 + 466.88\ d - 899.79\ Z^Y\ (r = 0.94); \quad (2)$$

$$\rho, g/sm^3 = -7.288 + 2.8075\ d + 3.0476\ Z^Y\ (r = 0.97). \quad (3)$$

The analysis of experimental data on the thermophysical properties of chromium-containing ferroalloys showed a close relationship with the parameters of interatomic interaction. The developed models make it possible to predict the effect of composition changes, expressed through integral parameters of interatomic interaction, on the properties of chromium-containing ferroalloys with an interval of 0,027-8,5% C and 29,2 – 72,7% Cr. They can be used to assess the properties of both a single grade and the entire range of chromium-containing ferroalloys.

Key words: ferroalloys, ferrochromium, prediction, properties, parameters of interatomic interaction.

For citation: Togobitskaya, D. M., Kuksa, O. V., Grekov, S. V., Povorotnia, I. R., Lihachov, Y. M., & Hodotova, N. E. (2023). The prediction of thermophysical properties of chrome-containing ferroalloys. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 287-294. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-287-294

Стаття надійшла до редакції збірника 25.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-295-303
УДК 669.182133

А. Г. Чернятевич[1], д.т.н., проф., г.н.с., ORCID 0000-0002-4552-4997
В. Г. Герасименко[1], к.т.н., доц.
Л. С. Молчанов[1], к.т.н., зав. відділом, ORCID 0000-0001-6139-5956

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

ВДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ ВИПЛАВКИ ТА РОЗЛИВКИ СТАЛІ НА МБЛЗ ДЛЯ ВИРОБНИЦТВА ЗАЛІЗНИЧНИХ РЕЙОК В УМОВАХ ВІТЧИЗНЯНИХ МЕТАЛУРГІЙНИХ ПІДПРИЄМСТВ

Анотація. Повоєнне відновлення гірничо-металургійного комплексу України є одним із найактуальніших завдань розвитку промислового потенціалу України та зміцнення її економічної самостійності. Вирішення цього завдання лежить на шляху освоєння конкурентоспроможної продукції, яка була б такою як за якістю, так і за витратами матеріалів, ресурсів та енергії на її випуск. При виробництві залізничних рейок встановлена оптимальна технологічна схема виплавки якісної сталі, в основі якої лежить функціональний ланцюг “установка з позапічної обробки чавуну - плавильний агрегат - комплексна установка позапічного доведення сталі або установка "ковш-піч", а також вакууматор - машина безперервного розливання сталі". На підставі світового досвіду розглянуто та проаналізовано технологічні особливості виробництва та безперервного розливання сталі залізничного призначення. Представлено рекомендації стосовно технологічних заходів, що необхідно впроваджувати на ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ» для ефективного виробництва залізничних рейок у повоєнний період з урахуванням світового досвіду. Рекомендовано впровадження у сталеплавильному виробництві багатоярусних кисневих фурм, що дозволить збільшити частку металобрухту у шихті на 10–15%, а при використанні газопорошкової фурми можна досягти практично 100% частки металобрухту у шихті. На етапі безперервної розливки рекомендовано дотримання раціональних температурних та швидкісних режимів розливки відповідно до світового досвіду.

Ключові слова: залізничні рейки, технологічний маршрут, реконструкція, кисневий конвертер, безперервна розливка.

Посилання для цитування: Чернятевич А. Г., Герасименко В. Г., Молчанов Л. С. Вдосконалення технології виплавки та розливки сталі на МБЛЗ для виробництва залізничних рейок в умовах вітчизняних металургійних підприємств. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 295-303. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-295-303

Актуальність. У контексті повоєнного відновлення гірничо-металургійного комплексу України одним із найактуальніших завдань є розвиток промислового потенціалу України та зміцнення її

економічної самостійності. Вирішення цього завдання лежить на шляху освоєння конкурентоспроможної продукції, яка була б такою як за якістю, так і за витратами матеріалів, ресурсів та енергії на її випуск. Зазначений аспект повною мірою відноситься до виробництва залізничних рейок.

Залізниці в Україні зберігають провідну роль серед різних видів транспорту завдяки протяжності, енергетичній ефективності, безпеці транспортної операції. Експлуатаційна мережа шести залізниць України у довоєнний період становила 51,2 тис. км., при цьому прямі ділянки колії становлять 75% від загального обсягу [1]. При цьому основним параметром досягнення технологічних властивостей рейкового металу є хімічний склад (рівень вмісту шкідливих домішок (сірка, фосфор), газів (кисень, водень, азот), неметалевих включень). Значний вплив на якість готових рейок також чинить стан поверхні та центральної зони сталевих злитків або заготовок.

В останні десятиліття інтенсивно розвивалися нові сталеплавильні технології, що істотно або навіть докорінно змінили структуру виробництва, що склалася, і досягнутий рівень якості рейок [2]. В тому числі: різні варіанти розкислення рейкової сталі, що забезпечують зміну природи та розподілу у рейках неметалевих включень, а також високий рівень дисперсності структури та механічних властивостей; різні варіанти позапічної обробки рейкової сталі в ковшах з використанням інертних або нейтральних газів, синтетичних шлакових сумішей різного складу з метою стабілізації температурного режиму та хімічного складу сталі по ходу розливання, зниження в металі вмісту сірки та неметалічних включень, поліпшення якості поверхні зливка та готових рейок; освоєння киснево-конвертерного та електросталеплавильного виробництва у поєднанні з обробкою сталі в вакууматорах та доведенням її в агрегатах "піч-ківш", розливання на МБЛЗ з метою докорінного підвищення чистоти рейкового металу, поліпшення якості поверхні та зниження до мінімуму витрати сталі на 1 т першосортних довгомірних рейок; розробка та освоєння виробництва рейкової сталі нових композицій шляхом добавки до металу ефективних карбонітридоутворюючих елементів, мікролегованих азотом, обробки лужно-земельними елементами з метою отримання додатково високих, у тому числі спеціальних властивостей.

Стан питання. У сталеплавильному виробництві відбувся прогрес, що різко позначився, в частині створення оптимальних технологічних схем, в основі яких лежить функціональний ланцюжок “установка з позапічної обробки чавуну - плавильний агрегат - комплексна установка позапічного доведення сталі або установка "ковш-піч", а також вакууматор - машина безперервного розливання сталі" (рис. 1) [3].

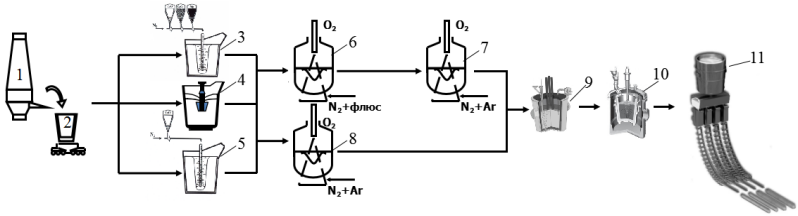


Рисунок 1 – Сучасна схема організації раціонального технологічного маршруту «домена піч - плавильний агрегат - МБЛЗ»: 1 – домена піч; 2 – заливний ківш; 3 – установка мультиінжекції для десульфурації чавуну; 4 – установка KR для десульфурації чавуну; 5 – установка для десульфурації чавуну гранульованим магнієм; 6 – конвертер комбінованого дуття для дефосфорації та видалення кремнію; 7 – конвертер комбінованого дуття для декарбонізації; 8 – конвертер комбінованого дуття, в якому послідовно видаляються кремній, фосфор та вуглець; 9 – установка LF; 10 – установка камерного вакуумування; 11 – МБЛЗ.

Відповідно до відомостей представлених на рис. 1 виробництво металопродукції якісного сортаменту передбачає розмежування процесів видалення сірки та фосфору у просторі виходячи з фізико-хімічних особливостей. Так видалення сірки здійснюється на етапі позапічної обробки чавуну, що зумовлено низькою активністю кисню у розплаві, відповідно до однієї з поширених схем обробки [4]: технологія коінжекції сумішей на основі вапна; технологія моно інжекції металевого магнію (розроблена фахівцями Інституту чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України) та технології KR, що передбачає механічне перемішування рідкого чавуну з вапном різної фракції у шматках. Необхідно відзначити, що саме технологія використання металевого магнію відрізняється високою продуктивністю. Подальшим етапом виплавки якісного залізовуглецевого напівпродукту є процес послідовного видалення кремнію, фосфору та вуглецю. Він здійснюється з використанням кисневих конверторів комбінованого дуття і може бути реалізований як в одному агрегаті з послідовним наведенням та видаленням шлаку на кожному етапі рафінування так і у двох агрегатах розміщених послідовно [5]. При виробництві металопродукції залізничного призначення особливе місце відводиться ланці позапічної обробки сталі, що зумовлено високою технічною відповідальністю металовиробів [6]. Відповідно до сучасних схем виробництва металопродукції якісного сортаменту ділянка позапічної обробки повинна включати в себе вакууматор (найчастіше камерного типу через надійність роботи) та установку LF для доведення рідкої сталі за хімічним складом і температурою. Відповідно до світового досвіду, розливання металевої заготовки для виробництва залізничних

рейок здійснюється на МБЛЗ, при чому це забезпечує високу як структурну, так і хімічну однорідність металу з уникненням значної кількості дефектів.

Виходячи з наведеного вище серед вітчизняних металургійних підприємств, що працюють, найбільш доцільно впроваджувати виробництво залізничних рейок в умовах ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ». Таким чином, відповідно до особливостей відновлення сталеплавильного виробництва у повоєнні часи необхідно відзначити, що у зв'язку з утворенням значної кількості металобрухту особливий інтерес будуть представляти технічні рішення щодо переробки підвищеної частки металобрухту у сталеплавильному виробництві. При цьому основним методом виробництва залізовуглецевого напівпродукту є киснево-конвертерний процес, а більшість рішень щодо збільшеної частки металобрухту у кисневому конвертері досягаються за рахунок використання кисневих фурм з можливістю допалення CO до CO_2 у відхідних газах, а також застосування нових прогресивних конструкцій фурм з можливістю введення додаткового теплоносія безпосередньо через фурму. Загальна схема організації різноімпульсних кисневих струменів та фотографії лабораторного випробування багатоярусної та газопорошкової фурм представлені на рис. 2.

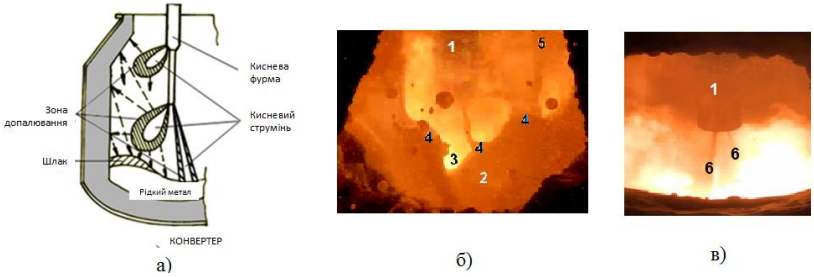


Рисунок 2 – Загальна схема організації різноімпульсних кисневих струменів (а) та фотографії лабораторного випробування двоярусної (б) та газопорошкової (в) фурм: 1 – фурма; 2 – поверхня шлаку; 3 – факела допалювання CO; 4 – сплески шлаку; 5 – вихід бурого диму; 6 – газопорошковий струмінь, що містить тверде паливо.

Важливим аспектом у сталеплавильному виробництві є те, що з використанням багатоярусних фурм з'являються додаткові керуючі впливи на процес рафінування, які дозволяють проводити дефосфорацію розплаву при більш низьких температурах металу з подальшим підвищенням температури ванни за рахунок додаткового приходу тепла в результаті допалювання CO до CO_2 у спіненій шлакометалевій емульсії [7]. Заміна додаткового кисню на азот на

завершальній стадії продувки забезпечує ефективне зниження рівня спіненої шлакометалевої емульсії перед повалкою конвертера, що супроводжується зниженням втрати металу у вигляді корольків зі скачуємим шлаком, скороченням тривалості виміру температури ванни, відбору проб металу і шлаку.

Застосування багатосоплової паливно-кисневої фурми дозволить одержати економічний ефект за рахунок підвищення терміну експлуатації фурми, зниження витрати чавуну на плавку, підвищення продуктивності киснево-конвертерного процесу в результаті скорочення тривалості нагрівання підвищеної кількості металевого брухту [8]. Загалом впровадження у виробництво багатоярусних кисневих фурм дозволить збільшити частку металобрухту у шихті на 10–15%, а при використанні газопорошкової фурми можна досягти практично 100% частки металобрухту у шихті.

Наступним найважливішим етапом у виробництві металу залізничного призначення є безперервне розливання сталі. Завдяки теоретичним та експериментальним дослідженням, у світовій практиці безперервного розливання оформився ряд тенденцій, які значною мірою сприяли прогресу у розливанні сталі [9]. Таким чином, при реконструкції сталеплавильного виробництва для ефективного розливання металу з подальшим отриманням залізничних рейок, у сортову МБЛЗ мають бути закладені наступні конструктивні та технологічні рішення [10, 11]:

- продуктивність одного струмка – до 250 тис. т сталі на рік;
- швидкість розливання – до 6 м/хв;
- розливання здійснюється переважно закритим струменем (у разі необхідності відкритим);
- кристалізатор подовжений параболічний або іншої геометричної форми, що сприяє ефективному формуванню якісної твердої скоринки;
- кількість точок розгину заготовки – 2 та більше;
- переважна кількість струмків 4-6 (у разі потреби 7-8);
- кількість зон у ЗВО – 3 або 4 (остання вода-повітря);
- електромагнітне перемішування у кристалізаторі;
- автоматичний контроль рівня металу у кристалізаторі;
- механізм хитання кристалізатора – гідравлічний.

При виробництві якісної БЛЗ необхідно враховувати та додержуватися раціональних режимів охолодження заготовки [2, 11]:

1) температура поверхні заготовки повинна знижуватися в зоні вторинного охолодження (ЗВО) безперервно аж до моменту закінчення тверднення з метою зниження до мінімуму напруг, що розтягують, у внутрішніх шарах (розігрів заготівлі на будь-яких ділянках допускається не вище, ніж на 500°С);

2) температура поверхні в кінці ЗВО повинна бути не нижче 800°С, але й не вище 1000°С (досвід закордонних дослідників показує, що для МБЛЗ криволінійного типу слід рекомендувати підтримування температури поверхні заготовок наприкінці ЗВО не нижче 950°С);

3) розподіл температури по периметру заготівлі має бути рівномірним;

4) неприпустимі різкі зміни в інтенсивності тепловідведення при виході зливка з кристалізатора в ЗВО.

Для забезпечення виконання вищевказаних умов безперервного розливання слід вирішити задачу визначення раціонального розподілу щільності зрошення по периметру заготовки, її довжині, витрат охолоджувальних агентів та конструктивних особливостей пристроїв, що їх подають. При цьому показники раціонального режиму вторинного охолодження повинні бути узгоджені з іншими показниками процесу розливання - зі швидкістю витягування заготовки, температурою рідкої сталі при розливі, складом хімічним сталі, конструктивними особливостями МБЛЗ. Таким чином, правильно обраний стабільний температурний режим є одним із основних параметрів процесу безперервного розливання сталі. Вважають, що оптимальна температура металу в промківші повинна перевищувати температуру ліквідус на 25-30°С. Для цього в процесі розливання метал у промковші підігрівають і підтримують температуру на заданому рівні. Допускається відхилення температури сталі в проміжному ковші на 5°С вище максимально допустимої під час розливання першої плавки.

Що стосується швидкості безперервного розливання злитків, вона є також важливим параметром, що визначає продуктивність МБЛЗ та якість заготовок. Задана швидкість визначає також температуру металу, що подається на розливку, режими зворотно-поступального руху кристалізатора та охолодження зливка. Зі збільшенням швидкості прямо пропорційне зростає продуктивність установок. Проте, при збільшенні швидкості розливки зростає довжина лунки рідкої фази, зменшується кут змикання фронту кристалізації, що може призвести до збільшення осьової пористості. Крім того, при високих швидкостях розливу й тонкій оболонці зливка, що утворюється в кристалізаторі, збільшується схильність до утворення поздовжніх і поперечних тріщин. Швидкість розливу визначає також техніко-економічні показники роботи МБЛЗ, причому неоднозначно.

Висновки

Розглянуто та проаналізовано технологічні особливості виробництва та безперервного розливання сталі залізничного призначення. Представлено рекомендації стосовно технологічних

заходів, що необхідно впроваджувати на ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ» для ефективного виробництва залізничних рейок у повоєнний період з урахуванням світового досвіду.

Перелік посилань

1. Нестеров Д. К. *Производство и качество рельсовой стали*. Харьков : Основа, 1994. 212 с.

2. *Основы технологии производства железнодорожных рельсов* / Поляков В. В., Великанов А. В. М. : Металлургия, 1990, - 416с.

3. Разработка энергоэффективной технологи комбинированной продувки конвертерной ванны кисло родом и нейтральным газом / А. Г. Чернятевич, Л. С. Молчанов, П. О. Юшкевич, В. В. Вакульчук // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2018. Вып. 32. С. 182–207.

4. Сопоставление различных технологий ковшевой десульфурации чугуна магнием / А. Ф. Шевченко, А. С. Вергун, А. М. Шевченко, И. А. Маначин, Б. В. Двоскин // *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*. 2015. Вып. 30. С. 118-129.

5. Высокотемпературное моделирование продувки конвертерной ванны с применением трехъярусной фурмы / А. Г. Чернятевич, Л. С. Молчанов, П. О. Юшкевич // *Металл и литье Украины*. 2017. № 6-7. С. 17–21.

6. Козырев Н. А., Павлов В. В., Годик Л. А., Дементьев В. П. *Железнодорожные рельсы из электростали*. Новокузнецк, 2006. 388 с.

7. Исследование структуры и параметров реакционных зон при верхней продувке применительно к проектированию многоцелевых конвертерных фурм / Е. В. Протопопов, А. Г. Чернятевич, Д. А. Лаврик, Е. Л. Мастеровенко // *Известия вузов. Черная металлургия*. 2002. № 12. С. 16-21.

8. Чернятевич А. Г., Молчанов Л. С., Юшкевич П. О., Вакульчук В. В. Повышение ресурсо- и энергосберегающей эффективности комбинированной продувки конвертерной ванны. *Экология и промышленность*. 2018. № 2. С. 58-65.

9. Герасименко В. Г., Молчанов Л. С. Направления развития производства мелкосортных заготовок для получения длинномерного проката. *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии*, 2018. Вып. 32. С. 259-274.

10. Технологические особенности выбора рациональных схем перевода металлургических комбинатов, ориентированных на выпуск мелкосортной металлопродукции, на непрерывную разливку стали / Герасименко В. Г., Бойченко Б. М., Перерва В. Я., Чайка Д. В .// *Теория и практика металлургии*. 2011. № 5-6. С. 44-47.

11. Смирнов А. Н., Глазков А. Я., Пилюшенко В. Л. и др. *Теория и практика непрерывного литья заготовок*. Донецк: ДонГТУ, ООО “Лебедь“, 2000. 371 с.

References

1. Nesterov, D. K. (1994). *Proizvodstvo i kachestvo relsovoi stali*. Osnova

2. Polyakov, V. V., & Velikanov, A. V. (1990). *Osnovi tekhnologii proizvodstva zheleznodorozhnikh relsov*. Metallurgiya.

3. Chernyatevich, A. G., Molchanov, L. S., Yushkevich, P .O., & Vakulchuk, V. V. (2018). Razrabotka energoeffektivnoi tekhnologi kombinirovannoi produvki konverternoi vanni kislo rodom i neitralnim gazom. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 32, 182-207

4. Shevchenko, A. F., Vergun, A. S., Shevchenko, A. M., & Manachin, I. A., Dvoskin, B. V. (2015). Sopostavlenie razlichnikh tekhnologii kovshevoi desulfuratsii chuguna magniem. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 30, 118-129

5. Chernyatevich, A. G., Molchanov, L. S., & Yushkevich, P. O. (2017). Visokotemperaturnoe modelirovanie produvki konverternoi vanni s primeneniem trekhyarusnoi furmi. *Metall i lite Ukraini*, (6-7), 17-21

6. Kozirev, N. A., Pavlov, V. V., Godik, L. A., & Dementev, V .P. (2006). *Zheleznodorozhnie relsi iz elektrostali*. Novokuznetsk

7. Protopopov, Ye. V., Chernyatevich, A. G., Lavrik, D. A., & Masterovenko, Ye. L. (2002). Issledovanie strukturi i parametrov reaktsionnikh zon pri verkhnei produvke primenitelno k proektirovaniyu mnogotselevikh konverternikh furm. *Izvestiya vuzov. Chernaya metallurgiya*, (12), 16-21

8. Chernyatevich, A. G., Molchanov, L. S., Yushkevich, P. O., & Vakulchuk, V. V. (2018). Povishenie resurso- i energosberegayushchei effektivnosti kombinirovannoi produvki konverternoi vanni. *Ekologiya i promishlennost*, (2), 58-65

9. Gerasimenko, V. G., & Molchanov, L. S. (2018). Napravleniya razvitiya proizvodstva melkosortnikh zagotovok dlya polucheniya dlinnomernogo prokata. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 32, 259-274

10. Gerasimenko, V. G., Boichenko, B. M., Pererva, V. Ya., & Chaika, D. V. (2011). Tekhnologicheskie osobennosti vibora ratsionalnikh skhem perevoda metallurgicheskikh kombinatov, orientirovannikh na vipusk melkosortnoi metalloproduktsii, na neprerivnuyu razlivku stali. *Teoriya i praktika metallurgii*, (5-6), 44-47

11. Smirnov, A. N., Glazkov, A. Ya., Pilyushenko, V. L. et al. (2000). *Teoriya i praktika neprerivnogo litya zagotovok.* DonGTU, OOO “Lebed“

A. G. Chernyatevych[1], D. Sc. (Tech.), Professor, Principal Researcher, ORCID 0000-0002-4552-4997
V. G. Gerasimenko[1], Ph. D. (Tech.), Associate Professor
L. S. Molchanov[1], Ph. D. (Tech.), Head of Department, ORCID 0000-0001-6139-5956

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

IMPROVEMENT OF THE TECHNOLOGY OF STEEL MELTING AND CASTING AT CONTINUOUS CASTING MACHINE FOR THE PRODUCTION OF RAILWAY RAILS UNDER THE CONDITIONS OF DOMESTIC METALLURGICAL ENTERPRISES

Abstract. The post-war restoration of the mining and metallurgical complex of Ukraine is one of the most urgent tasks of developing Ukraine's industrial potential and strengthening its economic independence. Solving this task lies in the

development of competitive products, which would be such both in terms of quality and in terms of the consumption of materials, resources and energy for their production. In the production of railway rails, an optimal technological scheme of high-quality steel smelting is established, which is based on the functional chain "installation for out-of-furnace processing of cast iron - melting unit - complex installation of out-of-furnace steel proofing or "bucket-furnace" installation, as well as a vacuum cleaner - machine for continuous pouring of steel". On the basis of world experience, the technological features of production and continuous pouring of railway steel are considered and analyzed. Recommendations are presented regarding technological measures that must be implemented at "KAMET-STEEL" PJSC for the effective production of railway rails in the post-war period, taking into account world experience. It is recommended to implement in steelmaking production of multi-level oxygen lances, which will allow to increase the share of scrap metal in the charge by 10-15%, and when using a gas powder lance, it is possible to achieve almost 100% of the share of scrap metal in the charge. At the stage of continuous casting, it is recommended to observe rational temperature and speed regimes of casting in accordance with world experience.

Key words: railway rails, technological route, reconstruction, oxygen converter, continuous casting.

For citation: Chernyatevych, A. G., Gerasimenko, V. G., & Molchanov, L. S. (2023). Improvement of the technology of steel melting and casting at continuous casting machine for the production of railway rails under the conditions of domestic metallurgical enterprises. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 295-303. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-295-303

Стаття надійшла до редакції збірника 13.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-304-315
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*

СТАН ТА ДОСВІД ВИКОРИСТАННЯ КИСНЕВИХ КОНВЕРТЕРІВ НА МЕТАЛУРГІЙНИХ ПІДПРИЄМСТВАХ СУЧАСНОЇ УКРАЇНИ

Анотація. Металургія є однією з провідних галузей економіки України і до 2022 року становила другу за обсягом та прибутком статтю українського експорту. Сталеплавильне виробництво є другою ланкою в загальному виробничому циклі чорної металургії. Загалом Україна є одним із лідерів держав-виробників сталі у світі. У 2021 році Україна займала 14 місце в глобальному рейтингу світових виробників сталі за даними World Steel Association (WSA). За 2021 рік в Україні було вироблено 21366 тис. т сталі. У сучасній металургійній галузі України основними способами виплавки сталі є киснево-конвертерний, мартенівський і електросталеплавильний процес. Співвідношення у загальному виробництві сталі між цими видами технологічних процесів змінюється кожного року. Станом на 2017 рік в Україні доля конвертерної сталі складала 71,7 % від загального виробництва. За киснево-конвертерним способом переважно одержують марки сталі масового призначення. На сьогодні в Україні функціонують три великі металургійних підприємства: ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ», ПрАТ «АрселорМиттал Кривий Ріг», ПрАТ «Дніпровський металургійний завод» з киснево-конвертерними цехами в структурі яких запроєктовані і можуть працювати сукупно 11 конвертерів, садкою від 60 до 250 т, що одбладнані та адаптовані переважно під технологію LD-процесу з застосуванням багатосоплових фурм. Киснево-конвертерне виробництво сталі має потенціал для подальшого розвитку в нашій суверенній державі та збільшення виробництва. За даними аналітичних досліджень, на сьогодні конвертерна сталь є найвигіднішою за собівартістю порівняно з іншими основними способами виробництва сталі в Україні. Наприклад електросталь, що одержується за процесом виплавки в дугових сталеплавильних печах (ДСП), марок аналогічних до сортаменту марок конвертерної сталі, може бути дорожча у межах від 7,8 % до 95,6 %. Мартенівська сталь дорожча за конвертерну від 24,5 % до 102,9 %. Такі данні свідчать за доцільність переважного використання для марок сталі масового сортаменту саме киснево-конвертерного способу.

Ключові слова: кисневий конвертер, одноярусна багатосоплова фурма, верхня продувка, комбінована продувка, конвертерна сталь, металургійна галузь.

Посилання для цитування: Юшкевич П. О. Стан та досвід використання кисневих конвертерів на металургійних підприємствах сучасної України. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 304-315. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-304-315

Актуальність роботи та стан питання. Металургія є однією з провідних галузей економіки України [1-4], до 2022 року становила другу за обсягом та прибутком статтю українського експорту [2]. Сталеплавильне виробництво є другою ланкою в загальному виробничому циклі чорної металургії [3]. Загалом Україна є одним із лідерів держав-виробників сталі у світі [1, 3]. У 2021 році Україна займала 14 [1] місце в глобальному рейтингу світових виробників сталі за даними World Steel Association (WSA) [1]. За 2021 рік в Україні було вироблено 21366 тис. тонн сталі [1].

У сучасній металургійній галузі України основними способами виплавки сталі є киснево-конвертерний, мартенівський і електросталеплавильний процес [3]. Співвідношення у загальному виробництві сталі між цими видами технологічних процесів змінюється кожного року [3]. Треба відзначити, що одержання сталі за киснево-конвертерним технологічним процесом є найбільш поширеним у світі і Україні. Вже у 2011 році, доля сталі отриманої в кисневих конвертерах складала приблизно 70% від інших способів виробництва сталі у світі [5]. Станом на 2017 рік в Україні доля конвертерної сталі складала 71,7% [6] від загального виробництва [5, 6].

Мета роботи. Охарактеризувати стан та досвід використання кисневих конвертерів на металургійних підприємствах України за останні роки. Обгрунтувати необхідність подальшого розвитку киснево-конвертерного виробництва сталі в сучасних умовах роботи металургійної галузі України.

Методика проведення дослідження. Представлені дослідження проводились за рахунок пошуку наукових літературних джерел, що відповідають меті роботи та подальшої їх аналітичної обробки. За рахунок чого визначено необхідну інформацію та данні, що дали охарактеризувати стан та досвід використання кисневих конвертерів на металургійних підприємствах України за останні роки. Навести аргументи та обгрунтувати необхідність подальшого розвитку киснево-конвертерного виробництва сталі в Україні.

Основні матеріали дослідження. У світі ємність, промислових кисневих конвертерів складала від 3 до 450 т [7, 8, 11-13]. В Україні на металургійних підприємствах свого часу працювали конвертери від 60 до 350 т [13]. За свідченнями [7-9, 11, 12, 14] на початку становлення металургійного комплексу незалежної України з 24 серпня 1991 року [16], на вітчизняних металургійних підприємствах першочергово працювало 25 конвертерів переважно за технологією верхньої продувки, за свідченнями [17] працювало 23 конвертера.

Відповідно до даних робіт [9, 10, 12, 14] у 2000-х роках на металургійних підприємствах України працювало 19 конвертерів. За

даними робіт [13-15, 18-21] станом до 2014 року в Україні працював 21 конвертер на наступних металургійних підприємствах: «АрселорМіттал Кривий Ріг» – ПрАТ «АМКР»; «Дніпровському металургійному комбінаті» – ПрАТ «ДМК»; «Єнакіївського металургійного заводу» – ПрАТ «ЄМЗ»; «Дніпровський металургійний завод – ПрАТ «ДМЗ»; «Маріупольський металургійний комбінат» – ПрАТ «ММК»; «Алчевський металургійний комбінат» – ПрАТ «АМК»; «Металургійний комбінат Азовсталь» – ПрАТ «МК Азовсталь». З них за технологією верхньої продувки конвертерної ванни працювало 17 конвертерних агрегатів, а за технологією комбінованої продувки киснем і нейтральним газом могли працювати 4 конвертерних агрегати на підприємствах ПрАТ «АМК» та ПрАТ «ДМК».

З квітня 2014 року, власники від корпорації "Індустріальний союз Донбасу" заявили про фактичну втрату контролю над «Алчевським металургійним комбінатом» [20], а вже станом на весну 2015 року ПрАТ «АМК» припинив свою діяльність [20], у липні 2021 року був визнаний судом як банкрут. Подібна ситуація відбувалася і з ПрАТ «Єнакіївський металургійний завод» [21], за данними [22, 25] 15 березня 2017 року група «Метінвест» заявила, що втратила контроль над активами й майном ПрАТ «ЄМЗ» [22].

В умовах повномасштабної війни, яка розпочалась 24 лютого 2022 року, безпосередньо ворогом було зруйновано два потужних металургійних підприємства у Маріуполі, що відносились до групи «Метінвест» [25], а саме ПрАТ «Металургійний комбінат Азовсталь» – ПрАТ «МК Азовсталь» та ПрАТ «Маріупольський металургійний комбінат» – ПрАТ «ММК» [23].

Після такого перерозподілення потужностей підприємств, важливу роль в існуванні економіки України та металургійної галузі стали у цілому відігравати наступні великі металургійні підприємства, що використовують для виробництва сталі кисневі конвертери (табл.1) та мартенівські печі [24, 25]:

1. ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ» може використовувати для виробництва сталі два кисневі конвертери садкою 250-т з верхньою продувкою. У 2021 році виробництво сталі становило до 3200 тис. т/рік;

2. ПрАТ «Запоріжсталь» може використовувати для виробництва сталі дві двованні сталеплавильні мартенівські печі (ДСА) садкою 250-т (агрегати віддзеркального типу). У 2021 році виробництво сталі становило до 4000 тис. т/рік;

3. ПрАТ «АрселорМиттал Кривий Ріг» може використовувати для виробництва сталі шість кисневих конвертерів садкою 160-т з

верхньою продувкою та два агрегати віддзеркального типу. У 2021 році виробництво сталі у конвертерах становило до 5400 тис. т/рік, у агрегатах віддзеркального типу до 2000 тис. т/рік;

4. ПрАТ «Дніпровський металургійний завод» може використовувати для виробництва сталі три кисневих конвертера садкою 60-т з верхньою продувкою. У 2018 році виробництво сталі становило 919 тис. т/рік [18, 19].

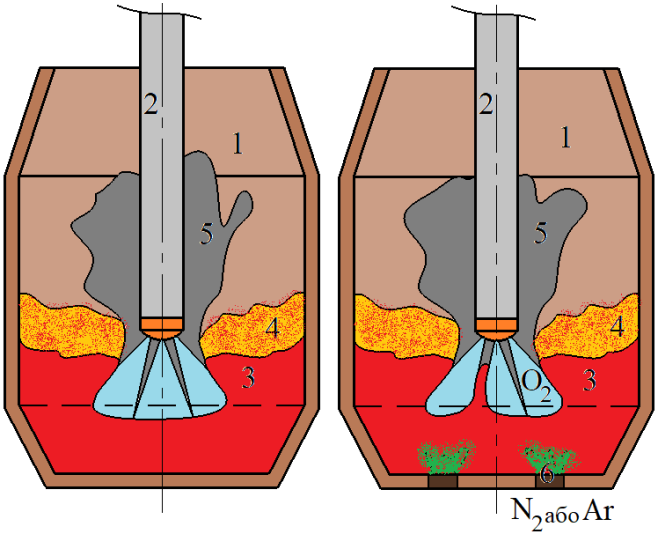
Таблиця 1 – Характеристика конвертерів та верхніх фурм, що використовуються у сучасних киснево-конвертерних цехах України.

№ з/п	Показники	Конвертерні цехи України, ПрАТ		
		«КАМЕТ-СТАЛЬ»	«ДМЗ»	«АМКР»
1	Кількість та ємність конвертерів, од. /т	2/250	3/60	6/160
2	Технологія процесу продувки	LD	LD	LD
3	Діаметр зовнішньої труби стовбура фурми перед наконечником, мм	426×8	219×10	219×7
4	Тип наконечника	Зварений	Литий	Литий
5	Розташування сопел у наконечнику	5/-	4/8	5/-
6	витрата кисню, $м^3$/хв	800-1050	195-240	380-410
7	Витрата води, $м^3$/годин	320-340	105-150	80-100

Як слідує з вище наведених свідчень та метеріалів джерела [13], за якими створена (табл. 1), загальна кількість конвертерних агрегатів на цих металургійних підприємствах становить 11 конвертерів, і тільки в умовах роботи ПрАТ «Запоріжсталь» відсутнє їх використання. Також треба відзначити, що до початку повномасштабної війни для ПрАТ «Запоріжсталь» планувалося будівництво конвертерних цехів, що повинно було забезпечити виведення з експлуатації двованних сталеплавильних мартенівських печей (агрегати віддзеркального типу) [7]. Відповідне будівництво було заплановано і для умов виробничого комплексу [7] ПрАТ «Дніпровський металургійний комбінат», назва якого була змінена на ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ» у 2022 році [15].

Приклад цих металургійних гігантів, також підкреслює суттєву значимість, використання киснево-конвертерерних агрегатів та ступінь впровадження киснево-конвертерних технологій у галузі чорної металургії України. З 11 конвертерів садкою від 60 до 250 тонн, 9 одиниць садкою від 60 до 160 т адаптовані та призначені для виплавки сталі саме за технологією верхньої продувки LD-процесом [13]. Інші 2 конвертера садкою 250-т, хоча зараз і працюють за

технологією верхньої продувки, відповідно до LD-процесу, можуть бути переобладнані та адаптовані під технологією комбінованої продувки за LBE-процессом [13, 15, 20]. На (рис. 1) наведено схематичне зображення кисневих конвертерів, що працюють за LD- та LBE-процессом.



а б

Рисунок 1 – Схематичне зображення кисневих конвертерів, що працюють за технологією (а) LD- та (б) LBE-процесу: 1 – кисневий конвертер; 2 – верхня фурма; 3 – розплав металу; 4 – розплав шлаку; 5 – вихідні гази; 6 – донні фурми.

Технологія верхньої продувки за LD-процесом, що переважно використовується у киснево-конвертерних цехах України, передбачає конвертування шихти та розплаву чавуна у робочому просторі глуходонного конвертера тільки з використанням для продувки розплаву технологічно чистого $\{O_2\}$ – кисню, що подається до поверхні розплаву переважно у вигляді надзвукових кисневих струменів (рис. 1, а), що витікають зазвичай з багатосоплового наконечника верхньої водоохолоджуваної фурми [12-14]. Верхня продувка за LD-процесом передбачає конвертування розплаву, що складається з трьох основних технологічних періодів: перший початковий – період шлакоутворення та «запалювання» плавки; другий основний – період інтенсивного окислення вуглецю; третій заключний – період доведення за хімічним складом та температурою [11-14].

Відзначена технологія комбінованої продувки за LBE-процессом (рис. 1, б), що також була свого часу реалізована у киснево-конвертерних цехах металургійних підприємств України ПрАТ «АМК» та ПрАТ «ДМК», є більш сучасною у порівнянні з усталеною технологією верхньої продувки за LD-процесом. Головною відмінністю технології комбінованої продувки за LBE-процесом, є те, що одночасно з продувкою розплаву надзвуковими струменями технологічно чистого $\{O_2\}$ – кисню зверху через звичайну багатосоплову водоохолоджувану фурму, відбувається продувка розплаву знизу (рис. 1, б), зазвичай дозвуковими струменями технологічно чистого нейтрального газу, переважно $\{N_2\}$ – азотом або за необхідності $\{Ar\}$ – аргоном, через спеціальні продувні донні фурми (блоки) різної конструкції (пористі блоки, блоки з щілинами та трубчатими металевими каналами та ін.). Донні фурми зазвичай рівновіддалено розміщені колами за певними радіусами у межах днища конвертера. Кількість донних фурм (блоків) може змінюватися від 4 до 20 в залежності від ємності конвертеру [12-14, 17].

Комбінована продувка за LBE-процессом, як і верхня продувка за LD-процесом, складається з трьох аналогічних технологічних періодів. Треба відзначити, що не дивлячись на появу таких саме основних фізико-хімічних, гідрогазодинамічних та тепломасообмінних процесів під час цих періодів конвертування розплаву, за рахунок використання з продувкою через верхню фурму $\{O_2\}$ – киснем, додаткової одночасної продувки нейтральним газом $\{N_2\}$ – азотом або $\{Ar\}$ – аргоном через донні продувні блоки, відбуваються певні зміни у їх розвитку та перебігу, що сприятливо позначаються певним чином на загальному характері продувки. Так у роботах [7, 11-14, 17] відзначається, що подання нейтрального газу ($\{N_2\}$ – азоту) через донні фурми в умовах LBE-процесу сприяє досягненню контрольованого та спокійного перебігу продувки, більш повному перемішуванню та розвитку процесів вирівнюваня усього об'єму розплаву за температураю та гомогенізації за хімічним складом елементів, протягом переважного часу продувки.

У сучасній металургійній галузі основними способами виплавки сталі окрім киснево-конвертерного, ще є мартенівський і електросталеплавильний процес [7]. Співвідношення у загальному виробництві сталі між цими видами технологічних процесів змінюється кожного року [7]. Однак виробництво сталі саме за киснево-конвертерним технологічним процесом є найбільш поширеним у світі і Україні. Вже у 2011 році, доля сталі отриманої в кисневих конвертерах склала приблизно 70% від інших способів виробництва сталі у світі [5, 9]. На початок 2000-х років в Україні частка киснево-конвертерного

виробництва складала понад 50 % [12]. У 2005 році доля конвертерної сталі становила приблизно від 45 до 50 % від інших способів виробництва сталі [9, 7]. Станом на 2017 рік в Україні доля конвертерної сталі складала вже 71,7 % [6] від загального виробництва [6, 13]. Виробництво сталі киснево-конверторним способом з кожним роком у світі зростає [7, 10]. За киснево-конвертерним способом одержують переважно марки сталі масового призначення.

Киснево-конвертерне виробництво сталі має потенціал для подальшого розвитку в нашій суверенній державі та збільшення виробництва, так як за даними [4, 11], на сьогодні конвертерна сталь є найвигіднішою за собівартістю порівняно з іншими основними способами виробництва сталі в Україні, (табл. 2) – створена за рахунок данних наведених у джерелі [4].

Таблиця 2 – Орієнтовна собівартість сталі в Україні за трьома основними способами виробництва станом на період з 2005 до 2017 років.

Показники	Рік			
	2005	2007	2013	2017
Конвертерна сталь, долл. США/т	170,7	214,7	340,8	321,2
Мартенівська сталь, долл. США/т	296,6	435,6	516,7	399,9
Електросталь, долл. США/т	252,1	420,0	482,3	346,2
Середня експортна ціна на металопродукцію, долл. США/т	514,6	686,0	711,4	459,2
Вартість мартенівської сталі порівняно з киснево конвертерною сталю дорожче, %	73,7	102,9	51,6	24,5
Вартість електросталі порівняно з киснево конвертерною сталю дорожче, %	47,7	95,6	41,5	7,8

Сталь або як її ще називають електросталь, що одержується за найсучаснішим способом масового виробництва якісних сталей за процесом виплавки в дугових сталеплавильних печах (ДСП), марок аналогічних до сортаменту марок конвертерної сталі, може бути дорожча у межах від 7,8 % до 95,6 % [4]. Мартенівська сталь дорожча за конвертерну від 24,5 % до 102,9 % [4]. Наведене свідчить за доцільність переважного використання ДСП саме для отримання високоякісних, високолегованих та спеціалізованих марок сталі, а для марок сталі масового сортаменту краще використовувати кисневі конвертери.

Вище наведені свідчення та те, що киснево-конвертерне виробництво сталі в Україні єдине не потребує паливних ресурсів (природного газу, коксу) для одержання сталі, є важливими аргументами для концентрації на його подальшому розвитку і послідуючій домінації у чорній металургії нашої суверенної держави для виробництва сталей масового сортаменту. Конвертерна сталь за

основними механічними та фізичними характеристиками: міцністю, пластичністю, твердістю, ударною в'язкістю та іншими властивостями рівноцінна аналогічній електросталі та мартенівській сталі, а може і перевищувати їх за прогресивним технологічним процесом.

Висновки

Україна є одним із лідерів держав-виробників сталі у світі. У 2021 році Україна займала 14 місце в глобальному рейтингу світових виробників сталі за даними World Steel Association (WSA) [1]. За 2021 рік в Україні було вироблено 21366 тис. тонн сталі. У сучасній металургійній галузі України основними способами виплавки сталі є киснево-конвертерний, мартенівський і електросталеплавильний процес. Станом на 2017 рік в Україні доля конвертерної сталі складала 71,7 % від загального виробництва. За киснево-конвертерним способом переважно одержують марки сталі масового призначення.

На сьогодні в Україні функціонують три великі металургійних підприємства: ПрАТ «КАМЕТ-СТАЛЬ», ПрАТ «АрселорМиттал Кривий Ріг», ПрАТ «Дніпровський металургійний завод» з киснево-конвертерними цехами в структурі яких запроєктовано і може працювати сукупно 11 конвертерів, садкою від 60 до 250 тонн, що обладнані та адаптовані під технологію LD-процесу з застосуванням багатосоплових фурм.

Киснево-конвертерне виробництво сталі має потенціал для подальшого розвитку в нашій суверенній державі та збільшення виробництва. За результатами проведених аналітичних досліджень, на сьогодні конвертерна сталь є найвигіднішою за собівартістю порівняно з іншими основними способами виробництва сталі в Україні. Наприклад, електросталь, що одержується за процесом виплавки в дугових сталеплавильних печах (ДСП) марок аналогічних до сортаменту марок конвертерної сталі, може бути дорожча у межах від 7,8 % до 95,6 %. Мартенівська сталь дорожча за конвертерну від 24,5 % до 102,9 %. Такі данні свідчать за доцільність переважного використання для марок сталі масового сортаменту саме киснево-конвертерного способу виробництва.

Перелік посилань

1. World Steel Association. Total production of crude steel: World total 2021: веб-сайт. URL: https://worldsteel.org/steel-topics/statistics/annual-production-steel-data/?ind=P1_crude_steel_total_pub/CHN/IND/UKR (дата звернення 20.11.2023).

2. Стратегія – пройти зиму. Як промислові підприємства виживають без електроенергії. URL: https://www.epravda.com.ua/publications/2022/12/19/695149/ (дата звернення 29.11.2023).

3. Чернецький О. Ю. Моделювання процесу створення центрів кристалізації в зливку з метою створення сприятливого впливу на покращення

фізичних властивостей металу. URL: http://ipt.kpi.ua/modelyuvannya-protsesu-stvorennya-tsentriv-kristalizatsiyi-v-zlivku-z-metoyu-stvorennya-spriyatlivogo-vplivu-na-pokrashhennya-fizichnih-vlastivostej-metalu (дата звернення 26.10.2023).

4. 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 27.11.2023).

5. Троцан А. І., Турков А. В. Конвертерне виробництво в Україні і в світі. URL: http://www.confcontact.com/20110531/tn10_trocan.htm (дата звернення 27.10.2023).

6. Основним способом виплавки сталі в Україні залишається киснево-конвертерний: більше 70% виробництва: веб-сайт. URL: https://ukrrudprom.com/news/Osnovnim_sposobom_viplavki_stali_v_Ukraine_ostaetsya_kislorodnok.html (дата звернення 27.11.2023).

7. Конверторний спосіб виплавки сталі: веб-сайт. URL: http://referat-ok.com.ua/work/konvertornij-sposib-viplavki-stali/ (дата звернення 24.11.2023)

8. Киснево-конвертерний спосіб отримання сталі: веб-сайт. URL: https://studfile.net/preview/9745173/page:2/ (дата звернення 24.11.2023)

9. Киснево-конверторний спосіб одержання сталі: веб-сайт. URL: https://uk.wikipedia.org/wiki/ Киснево-конверторний_спосіб_одержання_сталі (дата звернення 24.11.2023)

10. Курпас В. І. Металургія чорних металів: веб-сайт. URL: https://esu.com.ua/article-66684 (дата звернення 22.11.2023)

11. Виробництво сталі в кисневих конвертерах: веб-сайт. URL: http://um.co.ua/3/3-10/3-105243.html (дата звернення 24.11.2023)

12. Полєтаєв В. В. Конспект лекцій з дисципліни «Технологія виплавки сталі» . – Д: ДДТУ. – 2012 . – 104 с.

13. Стан і подальше вдосконалення конструкцій кисневих фурм в конвертерних цехах України / А. Д. Зражевский, А. Г. Чернятевич, А. В. Сущенко, А. С. Гриценко // *Металургійна і горнорудна промисловість*. 2014. № 6. С. 20-30.

14. Плюс конвертеризація всієї держави: веб-сайт. URL: https://readmetal.com/?p=1717 (дата звернення 25.11.2023)

15. Камет-сталь: веб-сайт. URL: https://uk.wikipedia.org/wiki/КАМЕТ-СТАЛЬ (дата звернення 20.11.2023)

16. День Незалежності України: веб-сайт. URL: https://uk.wikipedia.org/wiki/День_Незалежності_України (дата звернення 19.11.2023)

17. Верховлюк А. М., Нарівський А. В., Могилатенко В. Г. *Технології одержання металів та сплавів для ливарного виробництва.* К.: Видавничий дім “Вініченко”. –2016. – 224 с.

18. Дніпровський МЗ - Інформація, показники, виробництво - GMK Center: веб-сайт. URL: https://gmk.center/ua/manufacturer/dniprovskij-mz/ (дата звернення 19.11.2023)

19. Дніпровський металургійний завод: веб-сайт. URL: https://uk.wikipedia.org/wiki/Дніпровський_металургійний_завод (дата звернення 19.11.2023)

20. Алчевський металургійний комбінат: веб-сайт. URL: https://uk.wikipedia.org/wiki/Алчевський_металургійний_комбінат (дата звернення 20.11.2023)

21. Єнакієвський металургійний завод: веб-сайт. URL: https://uk.wikipedia.org/wiki/Єнакієвський_металургійний_завод (дата звернення 23.11.2023)

22. Група Метінвест заявляє про втрату контролю над діяльністю своїх підприємств на тимчасово неконтрольованій території України: веб-сайт. URL: https://emz.metinvestholding.com/ua (дата звернення 23.11.2023)

23. Зануда А. Як українська економіка пережила 2022 рік: веб-сайт. URL: https://www.bbc.com/ukrainian/features-64008306 (дата звернення 18.11.2023)

24. Юшкевич П. О. Загальний концепт типізації будови та конструктивних особливостей склепінь печей віддзеркального типу. *Фундаментальні і прикладні проблеми чорної металургії*. 2022. Вип. 36. С. 182-193.

25. Агапова В. Що лишилось від української металургії: веб-сайт. URL: https://www.epravda.com.ua/publications/2023/03/29/698540/ (дата звернення 17.11.2023)

References

1. Anonim. (2021). World Steel Association. Total production of crude steel: World total 2021. Retrieved from: https://worldsteel.org/steel-topics/statistics/annual-production-steel-data/?ind=P1_crude_steel_total_pub/CHN/IND/UKR

2. Hordiychuk, D., & Pylypiv, I. (2022). Stratehiya – proyty zymu. Yak promyslovi pidpryyemstva vyzhyvayut′ bez elektroenerhiyi. Retrieved from: https://www.epravda.com.ua/publications/2022/12/19/695149/

3. Chernets′kyy O. Yu. (2020). Modelyuvannya protsesu stvorennya tsentriv krystalizatsiyi v zlyvku z metoyu stvorennya spryyatlyvoho vplyvu na pokrashchennya fizychnykh vlastyvostey metalu. Retrieved from: http://ipt.kpi.ua/modelyuvannya-protsesu-stvorennya-tsentriv-kristalizatsiyi-v-zlivku-z-metoyu-stvorennya-spriyatlivogo-vplivu-na-pokrashhennya-fizichnih-vlastivostej-metalu

4. Haustov, V., & Wenger, V. (2019). Budivnytstvo elektrometalurhiynykh zavodiv ye perspektyvnym napryamom rozvytku metalurhiynoyi haluzi zahalom. Retrieved from: https://zn.ua/ukr/macrolevel/metalurgiya-ukrayini-kudi-ydemo-307033_.html

5. Trotsan, A. I, & Turkov, A. V. (2011). Konverterne vyrobnytstvo v Ukrayini i v sviti. Retrieved from: http://www.confcontact.com/20110531/tn10_trocan.htm

6. Osnovnym sposobom vyplavky stali v Ukrayini zalyshayet′sya kysnevo-konverternyy: bil′she 70% vyrobnytstva. (2017). Retrieved from: https://ukrrudprom.com/news/Osnovnim_sposobom_viplavki_stali_v_Ukraine_ostaetsya_kislorodnok.html

7. Konvertornyy sposib vyplavky stali. (2021). Retrieved from: http://referat-ok.com.ua/work/konvertornij-sposib-viplavki-stali/

8. Kysnevo-konverternyy sposib otrymannya stali. (2019). Retrieved from: https://studfile.net/preview/9745173/page:2/

9. Kysnevo-konvertornyy sposib oderzhannya stali. (2023). Retrieved from: https://uk.wikipedia.org/wiki/Киснево-конверторний_спосіб_одержання_сталі

10. Kurpas, V. I. (2018). Metalurhiya chornykh metaliv. Retrieved from: https://esu.com.ua/ article-66684

11. Vyrobnytstvo stali v kysnevykh konverterakh. (2022). Retrieved from: http://um.co.ua/3/3-10/3-105243.html [In Ukrainian].

12. Polyetayev, V. V. (2022). *Konspekt lektsiy z dystsypliny "Tekhnolohiya vyplavky stali"*. DDTU

13. Zrazhevskyy, A. D., Chernyatevych, A. H., Sushchenko, A. V., & Hrytsenko, A. S. (2014). Stan i podal′she vdoskonalennya konstruktsiy kysnevykh furm v konverternykh tsekhakh Ukrayiny. *Metalurhiyna i hornorudna promyslovist'*, 6, 20-30

14. Plyus konverteryzatsiya vsiyeyi derzhavy. (2008). Retrieved from: https://readmetal.com/?p=1717

15. Kamet-stal′. (2023). Retrieved from: http://surl.li/poacx

16. Den′ Nezalezhnosti Ukrayiny. (2023). Retrieved from: http://surl.li/duieq

17. Verkhovlyuk, A. M., Narivs′kyy, A. V., & Mohylatenko, V. H. (2016). Tekhnolohiyi oderzhannya metaliv ta splaviv dlya lyvarnoho vyrobnytstva. Vydavnychyy dim “Vinichenko”

18. Dniprovs′kyy MZ - Informatsiya, pokaznyky, vyrobnytstvo - GMK Center. (2020). Retrieved from: https://gmk.center/ua/manufacturer/dniprovskij-mz/

19. Dniprovs′kyy metalurhiynyy zavod. (2023). Retrieved from: http://surl.li/poadd

20. Alchevs′kyy metalurhiynyy kombinat. (2023). Retrieved http://surl.li/poadj

21. Yenakiyevs′kyy metalurhiynyy zavod. (2023). Retrieved from: http://surl.li/poadk

22. Hrupa Metinvest zayavlyaye pro vtratu kontrolyu nad diyal′nistyu svoyikh pidpryyemstv na tymchasovo nekontrol′ovaniy terytoriyi Ukrayiny. (2017). Retrieved from: https://emz.metinvestholding.com/ua

23. Zanuda, A. (2022) Yak ukrayins′ka ekonomika perezhyla 2022 rik. Retrieved from: https://www.bbc.com/ukrainian/features-64008306

24. Yushkevych, P. O. (2022). Zahal′nyy kontsept typizatsiyi budovy ta konstruktyvnykh osoblyvostey sklepin′ pechey viddzerkal′noho typu. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 36, 182-193

25. Ahapova, V. (2023). Shcho lyshylos′ vid ukrayins′koyi metalurhiyi Retrieved from: https://www.epravda.com.ua/publications/2023/03/29/698540/

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*

THE CONDITION AND EXPERIENCE OF USING OXYGEN CONVERTERS AT METALLURGICAL ENTERPRISES OF MODERN UKRAINE

Abstract. Metallurgy is one of the leading sectors of the economy of Ukraine, by 2022 it was be the second largest and profit article of Ukrainian exports. Steelmaking production is the second stage in the total production cycle of ferrous metallurgy. In general, Ukraine is one of the leaders of the steel producers in the world. In 2021, Ukraine took 14 place in the global rating of world manufacturers of

steel according to World Steel Association (WSA) data. During 2021 year in Ukraine was produced 21366 thousand tons of steel. In the modern metallurgical industry of Ukraine, the main methods of steel making is the oxygen converter process, Marten process and electrometallurgical process. The ratio in the overall production of steel between these of technological processes changes every year. As of 2017, in Ukraine, the fate of steel produced in converter was 71.7% from total steel produced. Converter process is predominantly using for obtained the common steel marks. Today, there are three large metallurgical enterprises in Ukraine with oxygen converter department in the structure: PrAT "KAMET-STAL", PrAT "ArselorMyttal Kryvyy Rih", PrAT "Dniprovs′kyy metalurhiynyy zavod". In the structure of which is has 11 converters, a from 60 to 250 tons, adapted to the technology of LD process with the use of multinozzel top tuyere. Steel production with converter process has the potential for further development in the country and increasing it is production. According to the data, produced steel with converter process is the most favorable in cost compared to other basic ways of the steel producing in Ukraine. For example, an electric steel, which is obtained by the process of smelting in arc steelmaking furnaces. The marks of electric steels similar to the converter steel assortment can be more expensive in the range from 7.8% to 95.6%. The marten steel is more expensive than converter steel from 24.5 % to 102.9%. Such data indicate the expediency of predominant use for the common marks of steels the converter process.

Key words: oxygen converter, top multinozzel tuyere, top blowing, combine blowing, steel of the converter, metallurgical industry.

For citation: Yushkevych, P. O. (2023). The condition and experience of using oxygen converters at metallurgical enterprises of modern Ukraine. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 304-315. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-304-315

Стаття надійшла до редакції збірника 25.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-316-323
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*

ПЕРСПЕКТИВИ РОЗВИТКУ МЕТОДІВ ДІАГНОСТИКИ В ПЕРЕХІДНИХ РЕЖИМАХ РОБОТИ ПРОКАТНИХ СТАНІВ

Анотація. Розглядається питання використання параметрів вібродинамічних процесів в прокатних станах, перш за все під час захвату полоси валками, для визначення технічного стану обладнання. Відзначені приклади типових перехідних процесів моменту сил пружності на шпинделях і моторному валу та вібрації обладнання вздовж лінії приводу. Подаються приклади розроблених способів діагностування фактичного технічного стану обладнання прокатних клітей. Зокрема з використанням такого нового показника, як час запізнення реакції ділянок на ударне навантаження в кліті. На базі одержаних промислових вимірювань та математичного моделювання запропоновані і обґрунтовані напрямки пошуку та розвитку нових способі та методів. Рекомендується використання кореляційних полів сталий момент – максимальний момент сил пружності під час захвату полоси, коефіцієнтів варіації, цілеспрямоване створення спеціальних режимів прокатки і роботи обладнання, установка постійно діючих тензодатчиків та використанні штатних датчиків.

Ключові слова: прокатний стан, обладнання, діагностика, перехідні процеси, зазор, ударне навантаження, захват полоси, запізнення, кореляційне поле.

Посилання для цитування: Вереньов В. В. Перспективи розвитку методів діагностики в перехідних режимах роботи прокатних станів. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 316-323. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-316-323

Вступ. В Інституті чорної металургії НАНУ ведуться розробка та дослідження нового напрямку визначення технічного стану обладнання за допомогою вібродинамічних параметрів в режимах захвату полоси валками, заповнення полосою безперервної групи клітей, розгону і гальмування стану, викиду полоси з клітей [1-10]. В означених режимах роботи обладнання клітей в найбільшій мірі своїми власними коливаннями відкликається на збурення, обумовлене переходами стану з режиму холостого ходу до прокатки. Майже миттєве збільшення зусилля і моменту прокатки на валках призводить до ударного замикання зазорів (нещільностей) між опорами валків і стійками кліті, в підшипниках валків, з'єднанні хвостовика робочого валка через бронзові вкладиші з шпинделем і подібні їм вздовж лінії

приводу через зачеплення редуктора, муфт до валу двигуна. У результаті на кожній ділянці лінії спостерігається різний рівень амплітуд коливань, моменту і вібрація, які значно залежать від зносу та зазорів в зчленуваннях. Останні під час стаціонарної роботи з постійним навантаженням замкнуті, тому за допомогою відомих методів виявити їх фактичний стан важко.

Мета статті полягає в тому, щоб підвести підсумки результатів одержаних досліджень і розглянути можливості подальшого пошуку і розвитку нових методів і способів діагностики в перехідних режимах роботи обладнання прокатних станів.

Стан питання. Наведені нижче приклади типових перехідних процесів під час захвату полоси валками (рис. 1, 2) дозволяють визначити ряд їх закономірностей і особливостей.

1. Початок реакції моменту сил пружності на всіх ділянках лінії приводу різний, що пояснюється різним станом їх зносу і зазорів. Згідно рис. 1 спочатку навантажується один з шпинделів, потім другий, після чого вал між редуктором та двигуном.

2. Час запізнення реакції ділянок відносно датчика на кліті різний і збільшується в напрямку до двигуна.

3. Після першого піка M_{max} момент на проміжному валу знижується до 0, зазори розмикаються і спостерігається зворотний ударний пік моменту, який дорівнює моменту M_c в сталому режимі прокатки. Відносний рівень динаміки на i-тій ділянці лінії приводу визначають коефіцієнтом динамічності $K_i = M_{imax} / M_{ic.}$

4. Шляхом масових вимірювань у промислових умовах і статистичного моделювання встановлено, чим більше знос і зазори, тим більше час запізнення реакції ділянок і коефіцієнт динамічності [1, 2, 5].

5. Спостерігається закономірність: якщо технічний стан обладнання задовільний, наприклад, після капітального ремонту, частота вібрації в перехідному процесі корпусу редуктора і шестеренної кліті співпадає з частотою коливань моменту сил пружності. З часом з’являється високочастотна складова вібрації їх корпусу, обумовлена поступовим розвитком зносу та зазорів, з збільшенням зворотних ударів в проміжному валу.

6. Під час безперервної прокатки, наприклад, в двох клітях коли захват полоси валками відбувається у другій кліті, обладнання першої кліті реагує через зусилля натягу, але в значно меншій мірі (ведеться прокатка, тому зазори замкнуті), ніж при захваті металу в першій кліті [3].

7. Велике значення з діагностичної точки зору має встановлений динамічний зв'язок парціальних пружних систем (лінія приводу –

валки, опори валків – стійки кліті, лінія приводу – редуктор та ін.) [4]. Наприклад, під час буксування валків перед захватом полоси в лінії приводу сталося п'ять ударних піків моменту сил пружності, на які амплітудою і періодом відреагувала вібрація корпусу редуктора (рис. 2).

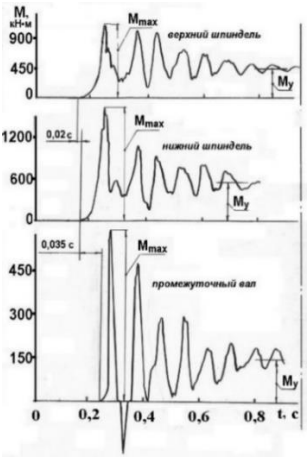


Рисунок 1 – Момент сил пружності на верхньому і нижньому шпинделі і проміжному валу в кліті № 5 стана 1700 КарМК [1].

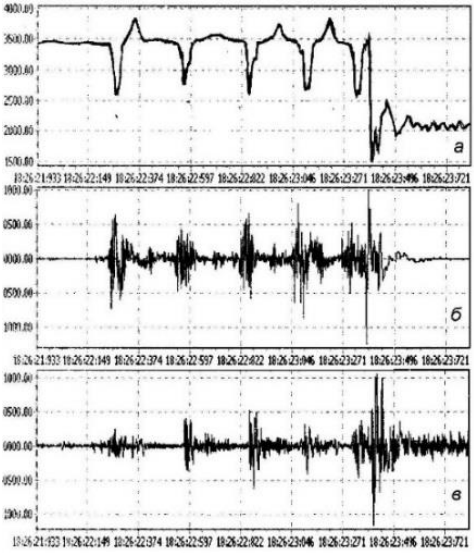


Рисунок 2 – Момент сил пружності на проміжному валу (а) і вібрація корпусу редуктора (б,в) при буксуванні валків перед захватом полоси. Кліть ДУО, стан 1680 [4].

Відзначені особливості використані в низці розроблених способів визначення технічного стану обладнання [6-10]. Наприклад, за часом запізнення реакції ділянок лінії приводу на ударне навантаження в кліті в момент захвату металу валками [6]. Згідно з вимірюваннями цей час в залежності від ділянки та її стану становить 7-25 мс для шпинделів та 50-120 мс для валу двигуна. Тобто діапазон його зміни достатньо значний для того, щоб розрізняти різні етапи вимірювань. В іншому способі [4] використовується швидкість розповсюдження пружної хвилі по ділянках лінії від кліті до двигуна і порівняння з її базовим значенням в беззазорному круглому стрижні (3200 м/с). Прийняті до уваги особливості зміни часу запізнення в залежності від послідовності захвату металу в калібрах валків клітей з багатонитковою прокаткою [10]. У способі [8] використовується залежність періоду коливань моменту сил пружності і розмаху амплітуди вібрації корпусу редуктора від зазору, а в способі [7]

залежність розкриття зазору від швидкості подачі полоси в валки.

Поряд з результатами вимірювань використовуються залежності, одержані шляхом математичного моделювання перехідних процесів при різному технічному стані обладнання [2, 3, 5]. Достовірність методів доказана результатами вимірювань під час різного технічного стану ділянок на діючих станах 1680, 1700, 2000 та 2500.

Напрямки розвитку. Спираючись на досвід досліджень і одержану базу вібродинамічних процесів в перехідних режимах роботи розглянемо шляхи і системні положення пошуку нових методів і способів визначення технічного стану обладнання прокатних клітей.

1. Погляд на динаміку обладнання в єдиному взаємопов'язаному процесі: холостий хід – захват металу валками – розгін стану – стаціонарний режим роботи – гальмування – викид металу з валків. Наприклад, під час викиду металу з валків в кінці прокатки лінія приводу звільняється від пружного моменту, що призводить до 2 – 4 прямих та зворотних ударів на редукторній ділянці, період між якими залежить від зносу та зазору, що може бути використано для розробки нового способу [4].

2. Актуальність визначення поточного зносу елементів в зчленуваннях лінії приводу, який призводить до розвитку кутових зазорів та збільшення ударних навантажень, перш за все під час захвату метала валками.

3. Пошук і використання взаємозв'язку вібродинамічних процесів у всіх системах прокатної кліті та лінії приводу. Встановлена і обґрунтована наявність кореляційних полів середнього статичного моменту M_c під час прокатки і максимального динамічного моменту $M_д$ при захваті метала валками (рис. 3). Поле представляє собою полосу точок деякої ширини по осі M_c. Зі збільшенням статичного моменту M_c, тобто моменту прокатки, збільшується максимальний (піковий) динамічний момент $M_д$. Розкид поля по осям M_c і $M_д$ обумовлений сорторозміром, що прокатується, але в значній мірі і також зазорами, які розмикаються на випадкове значення. Чим більші зазори, тим більше розкид поля. Поле апроксимується лінійною залежністю $M_д(M_c)$ з відповідними параметрами. Вказані залежності і поля одержані також шляхом статистичного моделювання перехідних процесів [5]. Очевидно, що подальше вивчення особливостей зміни параметрів кореляційних полів по ділянках лінії приводу може бути корисним для визначення технічного стану. Необхідно прийняти до уваги, що такі допоміжні поля як статичний момент – температура полоси, температура полоси – її різнотовщинність, статичний момент – розмах амплітуди вібрації та ін. дають можливість значно підвищити точність і глибину діагнозу.

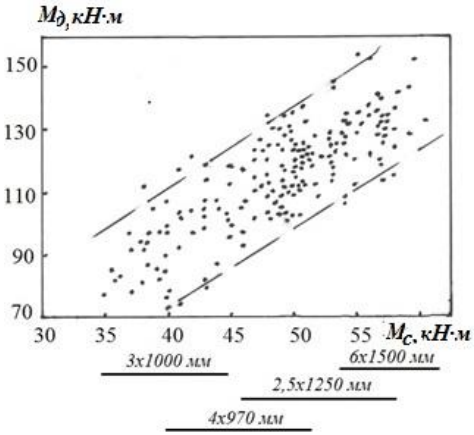


Рисунок 3 – Кореляційне поле максимального динамічного моменту $M_д$ і сталого моменту M_c в кліті ДУО стану 1680.

4. Під час періодичних вимірювань моменту сил пружності (динамічного моменту) на верхньому і нижньому шпинделях і на валу між редуктором і двигуном, з'являється можливість найбільш точного визначення стану цих ділянок. Тут поряд з кореляційними полями використовується розрахункова залежність максимального динамічного моменту від зазорів. Відомо, що за допомогою коефіцієнта варіації $v_c = \sigma/m$, де σ - середньоквадратичне відхилення, m – середнє значення, визначають стабільність процесу прокатки полоси чи партії полос. Нами встановлено і на прикладах показано, що одні сполучення коефіцієнтів варіації статичного моменту, динамічного моменту і коефіцієнта динамічності вказують на задовільний стан технології і обладнання, а інші їх сполучення – погіршення [2], що може бути використано з діагностичною метою.

5. Врахування конструктивних особливостей, кінематичних схем та особливостей технологічного процесу разом з режимами роботи обладнання, як це, наприклад, використано в способі з чотирьохнитковою прокаткою [10].

6. Цілеспрямоване створення спеціальних режимів як прокатки, так і роботи обладнання з метою підвищення інформативності параметрів перехідних процесів подібно до способу [9].

7. Використання математичних моделей перехідних процесів, їх розширення і уточнення з метою вивчення інформативних параметрів та побудови діагностичних моделей. Результати моделювання редуктора з урахуванням зчеплення коліс показують, що інформативною являється петля руху осей в полі зазору. Чим більше зазор в осях і підшипниках, тим більше петля відрізняється від прямої лінії коли зазори відсутні [5].

8. Цікавим є питання, за який час і з якою швидкістю проходить ударна хвиля в полосі між двома клітями, коли відбувається захват полоси в другій кліті. Слід очікувати, що цей час і швидкість пов'язані з маркою сталі, температурою полоси, її розмірами і відстанню між клітями. Чи можливо за цими двома параметрами визначити стан і якість металу полоси.

При наявності певних досягнень необхідно зазначити, що поле досліджень нового напрямку визначення технічного стану обладнання залишається достатньо значним. Ще мало використовуються такі штатні датчики, як тиску в системі гідроврівноважування валкової системи клітей. Вони досить чутливі до удару металу по валках, тому відносно їх легко визначається час реакції інших ділянок. Це відноситься також до тензодатчиків, які на постійній основі встановлюють на фундаментних болтах редуктора, шестеренної кліті, а також на стійках станини прокатної кліті. Важливе вивчення взаємних кореляційних полів. Використання математичних і комп'ютерних моделей, статистичного моделювання динамічних навантажень дозволяє поряд з діагностуванням обладнання вести моніторинг максимального динамічного моменту на ділянках лінії приводу, що необхідно для оптимізації процесу прокатки і розрахунку ресурсу обладнання.

Висновок

Наведені приклади вказують на можливість пошуку нових рішень відносно способів визначення фактичного технічного стану обладнання, успішно розвивати дослідження і використовувати з діагностичною метою динамічні параметри прокатних станів під час перехідних режимів роботи.

Перелік посилань

1. *Диагностика и динамика прокатных станов* / Веренев В. В., Большаков В. И., Путноки А. Ю. и др. Днепропетровск : ІМА-ПРЕС, 2007. 144 с.

2. Веренев В. В. *Снижение динамических нагрузок и диагностика широкополосных станов в переходных режимах*. Никополь : СПД Фельдман О. О., 2014. 203 с.

3. Веренев В. В., Путноки А. Ю., Подобедов Н. И. *Переходные процессы при непрерывной прокатке*. Д. : Літограф, 2017. 116 с.

4. Веренев В. В. *Динамические процессы в широкополосных станах горячей прокатки*. Д. : Літограф, 2018. 158 с.

5. Веренев В. В., Подобедов Н. И. Статистическое моделирование динамических нагрузок в широкополосных станах. Днепр : ЛИРА, 2021. 74 с.

6. Патент України № 70137А. Спосіб визначення технічного стану устаткування крутильної системи лінії головного приводу прокатної кліті / Вереньов В. В., Юнаков О. М., Далічук А. П. та ін. Заяв. 26.12.2003. Надр.

15.09.2004. Бюл. № 19.

7. Патент № 87827 Україна, МПК (2009) G01M7/00, G01M 15/00. Спосіб визначення зміни технічного стану зчленування робочий валок - шпиндель лінії головного приводу прокатної кліті / В. В. Вереньов, М. І. Подобєдов, О. Ю. Путнокі [та ін.].№ a200607272; заявл. 30.06.2006; опубл. 25.08.2009, Бюл. № 16.

8. Патент 86640 Україна МПК (2009) G01M7/00, G01M13/00. Спосіб визначення технічного стану зубчатого зачеплення редуктора лінії приводу прокатної кліті / В. В. Вереньов, А. П. Далічук, В. В. Коренной [та інш.] (№a200702387; заявл. 05.03.07; опубл. 12.05.09. Бюл. № 9.

9. Патент 87575 Україна МПК (2009) G01M7/00, G01M13/00. Спосіб визначення технічного стану ділянок лінії головного приводу першої кліті при безперервній прокатці заготовки у двох суміжних клітях / В. В. Вереньов, В. В. Коренной, С. В. Мацко [та інш.]. № a200712228; заявл. 05.11.06; опубл. 27.07.2009. Бюл. № 14.

10. Патент 124756 Україна МПК (2021) G01M 13/028. Спосіб діагностики лінії головного приводу валків кліті з багатонитковою прокаткою / В. В. Вереньов, А. В. Баглай, М. І. Подобєдов. № a202003925; заявл. 30.06.20; опубл. 10.11.2021. Бюл. № 45.

References

1. Verenev, V. V., Bolshakov, V. I., & Putnoki, A. Yu. et al. (2007). *Diagnostics and dynamics of rolling mills*. IMA-PRES

2. Verenev, V. V. (2014). *Reduction of dynamic loads and diagnostics of wide-band mills in transient modes*. SPD Heldman O.O.

3. Verenev, V. V., Putnoki, A. Yu., & Podobedov, N. I. (2017). *Transient processes during continuous rolling*. Litograf

4. Verenev, V. V. (2018). *Dynamic processes in wide-band hot rolling mills*. Lithographer.

5. Verenev, V. V., & Podobedov, N. I. (2021). *Statistical modeling of dynamic loads in broadband mills*. LIRA

6. Verenev, V. V., Yunakov, O. M., Dalichuk, A. P. et al. (2004). Application Patent of Ukraine No. 70137A. The method of determining the technical condition of the equipment of the torsion system of the main drive line of the rolling cage. *Bul*., 19

7. Verenev, V. V., Podobedov, M. I., Putnoki, O. Yu. et al. (2009). Patent No. 87827 Ukraine. The method of determining the change in the technical state of articulation of the working rolls - the spindle of the main drive line of the rolling mill. *Bul*., 16

8. Verenev, V.V., Dalichuk, A.P., Korennoi, V.V. et al. (2029). Patent No. 86640 Ukraine. The method of determining the technical condition of the gearing of the reducer of the rolling mill drive line. *Bul*., 9

9. Verenev, V. V., Korennoi, V. V., Matsko, S. V. et al. (2009). Patent No. 87575 Ukraine. The method of determining the technical condition of sections of the main drive line of the first cage during continuous rolling of the workpiece in two adjacent cages. *Bul*., 14

10. Verenev, V. V., Baglai, A. V., & Podobedov, M. I. (2021). Patent No. 124756 Ukraine. The method of diagnosis of the main drive line of cage rolls with multi-filament rolling. *Bul*., 45

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*

PROSPECTS FOR THE DEVELOPMENT OF DIAGNOSTIC METHODS IN TRANSIENT OPERATING CONDITIONS OF ROLLING MILLS

Abstract. The issue of using the parameters of vibrodynamic processes in rolling mills, primarily during the gripping of the strip by rolls, to determine the technical condition of the equipment is considered. Examples of typical transient processes of the moment of elastic forces on the spindles and the motor shaft and vibration of the equipment along the drive line are noted. Examples of developed methods of diagnosing the actual technical condition of rolling cage equipment are provided. In particular, with the use of such a new indicator as the time delay of the reaction of the areas to the impact load in the cage. On the basis of the obtained industrial measurements and mathematical modeling, the directions for the search and development of new methods and methods are proposed and substantiated. It is recommended to use the correlation fields constant moment - the maximum moment of elastic forces during strip capture, coefficients of variation, purposeful creation of special modes of rolling and operation of equipment and installation of continuously operating strain gauges and use of regular sensors.

Key words: rolling mill, equipment, diagnostics, transitional process, gap, impact load, strip gripping, lag, correlation field.

For citation: Verenev, V. V. (2023). Prospects for the development of diagnostic methods in transient operating conditions of rolling mills. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 316-323. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-316-323

Стаття надійшла до редакції збірника 16.11.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-324-339
УДК 621.791:621.771:621.747:621:961

В. Д. Добряк[1], к.т.н., провідний інженер
Д. Ю. Угрюмов[2], технічний директор
Ю. М. Николаєнко[3], ст. викладач, ORCID 0000-0002-1559-9584
І. А. Соловйова[3], к.т.н., доцент, ORCID 0000-0003-1569-567X

[1] *ДП "Український інститут по проектуванню металургійних заводів"*
[2] *ТОВ "Інженерне Бюро Франке Інтернешенал"*
[3] *Український державний університет науки і технологій*

СТАН І РОЗВИТОК СПОСОБІВ РОЗПОДІЛУ ГАРЯЧОГО МЕТАЛУ НА МІРНІ ДОВЖИНИ

Анотація. Метою роботи є аналіз способів поділу гарячого металу на мірні довжини з точки зору забезпечення ними необхідної якості одержуваних кінців після поділу, а також високої продуктивності. Це особливо важливо для підготовки гарячого металу для наступних переділів, в тому числі на прокатних і трубопрокатних агрегатах, де висока якість кінців заготовок забезпечує зниження кінцевої обрізі і видаткових коефіцієнтів металу, а на трубопрокатних агрегатах також поліпшення якості гільз і труб. В роботі досліджені відомі літературні та патентні джерела в області поділу гарячого металу на мірні довжини, як при безперервній розливці сталі, так і при наступних переділах. В результаті аналізу встановлено, на практиці способи поділу гарячого металу, що широко застосовуються, не можуть забезпечити високу якість кінців труб після поділу, що збільшує втрати металу на наступних переділах. Найбільш перспективними для поділу гарячого металу на мірні довжини в прокатному і трубопрокатному виробництві є горячеабразивне різання й різання роторними пилами, які набувають все більшого поширення на виробництві. Практичне значення результатів наведених у цій роботі є пропозиції по використанню прогресивних способів поділу гарячого металу як з точки зору високої продуктивності, так і, перш за все необхідної якості одержуваних кінців після поділу для наступних переділів. Розглянуто напрямки розвитку для аналізованих способів поділу гарячого металу. Запропонований безвідходний двостадійний спосіб поділу круглих гарячих заготовок на мірні частини, який забезпечує покращення якості торців для подальшої прокатки труб.

Ключові слова: поділ металу, якість кінців, утяжка металу, різання на ножицях, абразивне різання, різання роторними пилами, імпульсивне різання, продуктивність.

Посилання для цитування: Стан і розвиток способів розподілу гарячого металу на мірні довжини / В. Д. Добряк, Д. Ю. Угрюмов, Ю. М. Николаєнко, І. А. Соловйова // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 324-339. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-324-339

Вступ. У металургійному виробництві для розподілу вихідних заготовок на мірні довжини, а також довгомірного прокату і труб, та обрізки їх кінців застосовують різні способи. У трубопрокатному виробництві спотворення форми торцевої поверхні заготовки викликає овалізацію і різностінність труб, що прокатуються, а відхилення від перпендикулярності торцевої поверхні до осі заготовки обумовлює спотворення форми центрувального отвору на торці заготовки, що, в свою чергу викликає зміщення оправки відносно осі заготовки і підвищену кінцеву різностінність гільз і труб.

В даний час в масовому металургійному виробництві сталей і сплавів розподіл гарячих штанг на мірні заготовки проводиться на ножицях, пилах і машинах газового різання. У всіх випадках вимоги до якості різання зводяться до того, щоб форма торців заготовок, що розділяються, мала мінімальні спотворення по відношенню до форми основного перетину. А в окремих випадках пред'являються вимоги до торцевої поверхні по перпендикулярності до осі і площинності.

Питання поділу гарячого металу на прокатних станах були вивчені в 1965-1970 роках в Інституті чорної металургії (ІЧМ, м. Дніпропетровськ) аспірантами Добряком В. Д. та Тубольцевим Л. Г. під науковим керівництвом академіка АН УРСР Чекмарьова О. П. зв'язку з розробкою інститутом технології нескінченної прокатки на дрібносортних та дротових станах, які у 1971 році захистили кандидатські дисертації.

Мета роботи: аналіз способів поділу гарячого металу на мірні довжини з точки зору забезпечення ними необхідної якості одержуваних кінців після поділу, а також високої продуктивності.

Основний матеріал.

Різання зрушенням на ножицях. Це найбільш поширений спосіб розподілу гарячих штанг в металургійному виробництві. Так, на обтискних прокатних станах (блюмінгах і слябінгах) різання гарячих блюмів і слябів проводиться на стаціонарних ножицях з паралельними ножами, яку за класифікацією С. С. Соловцова [1] слід віднести до неповного відкритого різання. При неповному відкритому різанні поворот штанги обмежений поперечним затискачем в області нерухомого ножа, а відокремлена частина має можливість повертатися. Така схема різання супроводжується значними спотвореннями форми кінця відрізуваної заготовки – утяжкою вільної поверхні, розширенням металу поблизу площини різання, вм'ятиною ножа в метал, косиною (неперпендикулярністю) різу, нерівностями торцевої поверхні (рис. 1).

Утяжка характеризується висотою K і довжиною ℓ (див. рис. 1).

В роботі [2] зроблена спроба пояснити механізм утворення утяжки відмінністю швидкісного стану точок на лініях ковзання в осередку

деформації. Автори припустили, що при вільному різанні фактичний (реальний) кут повороту кінців заготовки, тобто кут повороту їх осей по обидва боки від площини різу, відрізняється від їх теоретичного кута повороту на величину кута, утвореного дотичною до викривленої вільної границі в точці контакту з задньою гранню ножа і не викривленою лінією цієї границі. А теоретичний кут повороту може бути отриманий шляхом вирішення рівняння рівноваги моментів сил, що діють на передній і задній гранях ножа за умови відсутності утяжки. Експерименти показали, що теоретичний кут повороту однозначно пов'язаний з розмірами утяжки. Тому цей кут можна застосовувати в якості оціночного показника розвитку утяжки. Різні параметри різання за своїм впливом на теоретичний кут повороту заготовки при вільному різанні можуть розглядатися як ті, що сприяють підвищенню утяжки, якщо вони збільшують цей кут, або перешкоджають росту утяжки, якщо вони зменшують його.

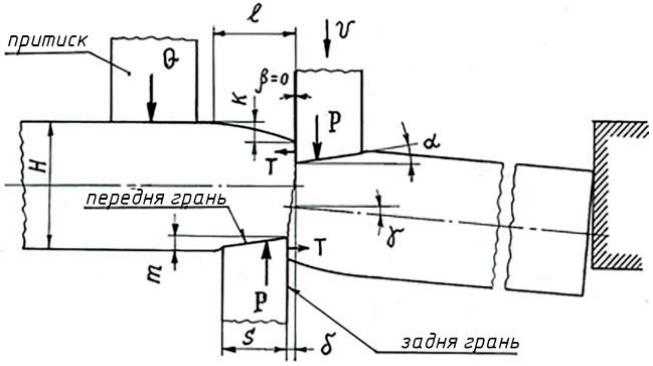


Рисунок 1 – Схема неповного відкритого різання на ножицях.

Так, збільшення бічного зазору δ (див. рис. 1) між ножами викликає зростання теоретичного кута повороту заготовки за рахунок збільшення моменту вертикальних сил різання, а отже, і зростання утяжки. Збільшення переднього кута α (див. рис. 1) заточки ножів викликає зміщення точки прикладання вертикальної складової сили різання до вершини ножа і тим самим зменшення моменту вертикальних сил, що, в свою чергу, призводить до зменшення кута повороту і відповідно величини утяжки. Збільшення заднього кута β (на рис. 1 $\beta = 0$) заточки ножів зменшує момент горизонтальних сил, як наслідок, знижується момент вертикальних сил, що зменшує теоретичний кут повороту і розміри утяжки.

Вплив коефіцієнта тертя на передній грані ножа проявляється через вертикальну складову сили різання. Більшому коефіцієнту відповідає і

велика сила нормального тиску на передній грані, а значить, і більший момент вертикальних сил, що призводить до зростання теоретичного кута повороту і утяжки. На задній грані ножа вплив тертя протилежне, а саме: чим більше коефіцієнт тертя, тим більше нормальне напруження і момент сил цих напружень, що перешкоджає зростанню теоретичного кута повороту і утяжки.

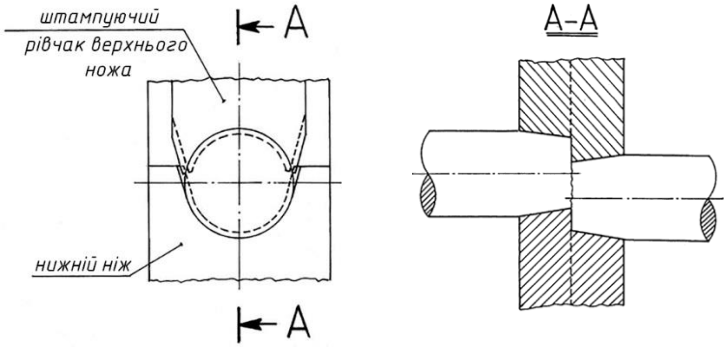
Висота m (рис. 1) вм'ятини ножа в метал залежить, головним чином, від величини переднього кута α заточування ножа, а також від товщини ножа S. Зазвичай товщину ножа приймають рівною половині висоти перетину заготовки, тобто $S \approx 0{,}5H$, а передній кут α заточування ножа на практиці буває від 0° до 10°. Якщо поставлена задача зменшення вм'ятини ножа в метал, то кут α приймають рівним нулю, але краще приймати α = 2°, так як при α = 0° збільшується утяжка.

Косина різу або кут відхилення торцевої «площини» від перпендикулярності до осі заготовки набуває особливої значущості, якщо заготовки призначені для стикового зварювання на сортових станах безкінечної прокатки. При розбіжності торців зварюваних заготовок як по контуру, так і по паралельності в місці зварного з'єднання утворюються непровари, козирки, які неможливо видалити гратознімачем. При подальшій прокатці в цьому місці утворюються пльони і закати. Якщо ж стикування зварювальних заготовок відбувається не по всій поверхні стику через нерівності, а по окремим плям, то доводиться збільшувати величину оплавлення і подальшої осадки, що пов'язано з втратами металу і часу.

На торцях поділюваних заготовок, як при гарячому, так і при холодному різанні на ножицях, завжди є дві зони: одна – гладка за рахунок тертя (ковзання) металу по задній грані ножа, інша – нерівна з уступами і борознами. Щоб друга зона була якомога рівнішою і гладкою, рекомендується мінімізувати бічний зазор між ножами і створити напруження всебічного стиснення в області різу. Тоді лінія розподілу буде близька до уявної лінії, що з'єднує вершини ножів. Таку роль може виконати прижим, що лежить по одну сторону від площини різу з нерухомим ножем. Прижим зменшує довжину і висоту утяжки, приблизно на 25-30%, якщо він створює тиск на поверхню заготовки, дорівнює $(0{,}7 \div 0{,}9)K$, де K – міцність металу заготовки на зріз. ЕНІКМАШ рекомендує силу притиску заготовки приймати рівній силі різу [3]. При різанні заготовок на летючих ножицях стискаючі напруження можуть бути створені за рахунок оснащення ножів штампуючими виступами [4].

На рис. 2а і 2б показана схема процесу різання прокату круглого

перетину профільними ножами зі штампуючими виступами в момент поділу частин заготовки. До цього моменту відбувається не тільки зсув частин на критичну величину, при якій випереджаючі тріщини від верхнього і нижнього ножів зустрічаються і роз'єднують заготовку на дві частини, а й закінчилося обтиснення кінців між штампуючими виступами і протилежними їм ножами. По бічним сторонам облой, що утворився, не виходить за контури перетину заготовки і не представляє перешкоди для захоплення заготовки в чорновій кліті сортового прокатного стана. Зате конічна форма кінця сприятлива для надійного захоплення заготовки.



а б

Рисунок 2 – Схема різання профільними ножами зі штампом виступами (а), розріз по А-А (б).

Запропонований спосіб розподілу гарячого прокату за допомогою ножиць з паралельними ножами [5], при якому рухливий ніж впроваджується в заготовку, затиснуту притиском, на глибину h, величина якої визначається за виразом

$$h = (A - B\tau)H ,$$

де постійні коефіцієнти мають значення A=0,956…0,968; B=0,0061…0,0069 (МПА-1); τ – питомий опір зрізу, (МПА); H – висота перетину заготовки. Метою даного способу служить недопущення утворення задирки в зазорі між ножами. Але при цьому не виключається утворення утяжки на частині заготовки, що відділяється. Відомо, що утяжка розвивається на стадії росту сили різу, тому вона може з'явитися в даному способі поділу на затиснутій частині заготовки, якщо зазор між притиском і рухомим ножом буде більше, ніж зазор між ножами, і якщо сила притиску невелика (див. вище).

На машинах безперервного лиття заготовок (МБЛЗ) крім

газокисневого і імпульсного різання застосовуються ножиці з гідравлічним приводом [6-8]. Застосовуються ножі з виступами у ріжучої кромки (рис. 3), які забезпечують не тільки зниження сили різу, а й поліпшення якості різу: утяжка зменшується по довжині на 70%, а по висоті – на 50% [7]. Але при цьому має місце вм'ятини від виступів ножів. Ножиці під час різу гойдаються, слідуючи за рухомою заготовкою. Механізм гойдання може бути виконаний або на опорах, або на підвісках. Ножиці бувають з нижнім і з верхнім різом. В обох випадках присутній притиск основної заготовки. На відміну від газокисневого різання, ножиці дають безвідхідне різання заготовок в широкому діапазоні довжин різання. Вони безшумні, ріжуть будь-які марки сталей, але погано вписуються (вбудовуються) в багаторівчакові машини безперервного лиття через підвищені габарити.

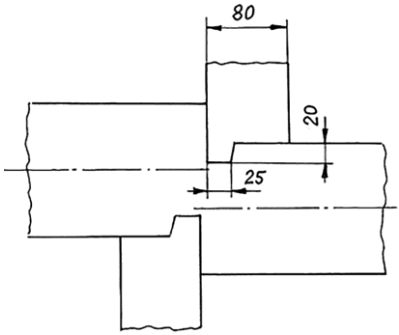


Рисунок 3 – Ножі з виступами для імпульсної різання.

Для різання сортових заготовок на МБЛЗ застосовуються рухливі імпульсні машини. Принцип їх дії полягає в двосторонньому ударі по заготовці ножами, що рухаються назустріч один одному під дією вибуху газу в камері згоряння. Розробка і впровадження в металургійне виробництво імпульсних машин протягом багатьох років здійснювалася Харківським авіаційним інститутом [9, 10]. Зазвичай в одному корпусі машини суміщені камера згоряння і робочий циліндр, в якому знаходиться шток-поршень, що несе один з ножів. Корпус з'єднаний колонами з шаботом, в якому закріплений другий ніж. Ножі розташовуються по різні боки від розрізаючої штанги. Вся машина за допомогою шабота спирається на пневмоамортизатор. В результаті вибуху газу шабот і шток-поршень рухаються назустріч один одному, в результаті чого ножі поділяють заготовку на дві частини. Зазвичай ножі мають клиноподібну форму [11-15]. Для зменшення пухкості і виривів на торцях поділюваних заготовок запропоновано один з ножів робити з заокругленим торцем [16], (рис. 4). На всіх машинах імпульсного різання торці розділених заготовок мають загальний недолік: вони

представляють собою нахилені під гострим кутом до осі заготовки поверхні, що примикають до виступаючої перемички (рис. 5).

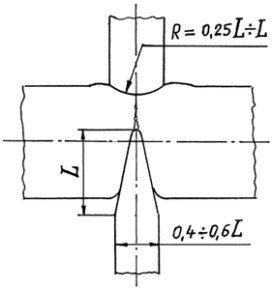


Рисунок 4 – Ножі різної конфігурації для імпульсного різання.

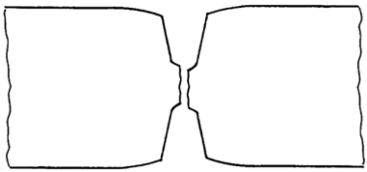


Рисунок 5 – Профіль торця заготовки після імпульсного різання.

Для трубних заготовок такі торці непридатні, тому що не забезпечують отримання правильного зацентровочного отвору. Для станів нескінченної прокатки такі торці вимагають підвищеного оплавлення і осідання зварюваних заготовок.

Гаряче абразивне різання.

З середини XX століття гаряче абразивне різання починає все ширше і ефективніше застосовуватися в прокатних цехах металургійних заводів [17-19]. З боку автомобільної промисловості підвищується попит на прокатні заготовки категорії SBQ (Special Bar Quality) з високою якістю кінців порізаного сортового прокату. Абразивна різка повністю задовольняє цим вимогам. Абразивно-відрізні верстати встановлюють в лініях дрібносортних, середньосортних, безперервно-заготовочних станів і в ковальських цехах [18]. З точки зору якості різання абразивний спосіб є найкращим в порівнянні з різкою на ножицях, пилах і газовим різанням.

Суть методу абразивного різання полягає в тому, що відрізний диск, виготовлений на основі склотканини і зерен електрокорунду, обертається з окружною швидкістю 70-100 м/с і в процесі сухого різання самозагострюється, завдяки чому забезпечується висока якість різу протягом всього терміну служби диска. Залежно від призначення абразивно-відрізні верстати розмірного ряду, наприклад, фірми Braun (ФРН) оснащуються відрізними дисками з діаметрами від 500 до 1800 мм і з товщиною від 5 до 18 мм. Найбільшими дисками ріжуть заготовки круглого і квадратного перетину розміром до 400 мм. При цьому температура металу, що розрізає може перебувати в межах від 400°С до 1100°С. При абразивній різці утворюються невеликі задирки, які не представляють перешкоди для подальшого переділу заготовок.

Різка пилами. Різка гарячого металу пилами знайшла широке застосування в сортопрокатних і трубопрокатних цехах [20]. Різка пилами забезпечує незмінну геометрію торців заготовок і практично нульове відхилення від перпендикулярності торцевої площини до осі заготовки. Традиційні пилки (салазкові, важільні, маятникові) оснащуються дисками діаметром від 500 до 2000 мм з товщиною від 4 до 12 мм. Окружна швидкість зубів на таких пилах становить 110-150 м/с. Цими пилами ріжуть сортовий прокат і труби перетином до 200 мм. Час циклу різу в 5-6 разів перевищує час циклу різу на ножицях. Недоліками традиційних пил є сильний шум і феєрверк розпечених стружок, що розлітається. Крім того, утворюються при різанні задирки розміром до 12-15 мм вимагають додаткової обробки для їх видалення.

В кінці XX століття для різання гарячих великих заготовок в металургії набули поширення роторні пили (пилки ударної дії), розроблені у ВНИИМЕТМАШ [21, 22]. В останні роки розвитком цих пил займається ЗАТ «ІНКОММЕТ». У роторних пилах застосований принцип переміщення пильного диска по круговій траєкторії. Це дає перевагу в тому, що кожен зуб знімає товщину шару металу 0,5-1,0 мм замість 0,05-0,1 мм звичайними пилами. При однаковій окружній швидкості зубів відбувається збільшення продуктивності в десятки разів. Наприклад, штанга квадратного перетину 340 × 340 мм розрізається роторною пилкою за 0,8 с. Мінімальна температура металу, що розрізається становить 750°С. На рис. 6 представлений варіант компонування кінематичної схеми роторної пилки типу РЗМ.

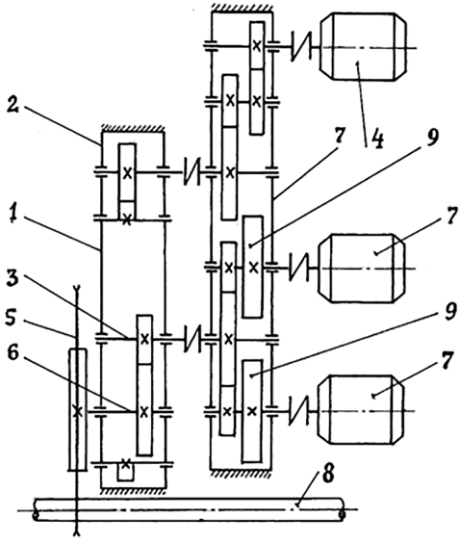


Рисунок 6 - Кінематична схема роторної пили РЗМ (позначення в тексті).

Роторна пила складається з наступних основних частин. Водило 1 встановлено в нерухомому корпусі 2 з можливістю обертання навколо центральної осі 3 від електродвигуна 4. Пильний диск 5 змонтований на кінці вала 6, який отримує обертання від електродвигуна 7 через центральний вал 3 і зубчасті передачі. Відстань між віссю центрального вала 3 і віссю вала 6 - це радіус обертання осі пилкового диска 5. Цей радіус є одним з визначальних параметрів пилки. У розробленому типорозміром ряду пил цей радіус має значення: 200, 250, 380, 450, 500, 600 мм.

У вихідному положенні диск 5 знаходиться на максимальному видаленні від заготовки 8. При повороті водила 1 вал 6 з диском 5 здійснює круговий (планетарний) рух відносно центральної осі 3, наближаючись до заготовки 8. При цьому ріжучий диск 5 обертається разом з валом 6 навколо власної осі. Електродвигуни 7 призводять також в обертання маховики 9, які, запасаючись кінематичною енергією, допомагають різати заготовки великого перетину або охолоджені. Після закінчення різу водило переходить в режим гальмування і зупиняється в початковому положенні.

Поділ заготовки дисковими ножами та прямими бойками. У трубопрокатному виробництві використовується суцільна заготовка поперечного круглого перерізу мірної довжини. Кінці заготовки повинні мати правильну осесиметричну форму, а торці – перпендикулярні осі заготовки. Спотворення форми кінців є причиною утворення овалізації і різноцінності труб, що прокатуються, а відхилення торців від перпендикулярності викликає биття заготовки при прошивці і, як наслідок, різностінність і овалізацію труби.

Запропоновано новий спосіб поділу гарячої трубної заготовки на мірні частини, який включає дві стадії поділу. В першій стадії діаметрально розташовані дискові ножі, які обертаються навколо заготовки одночасно впроваджуються в нерухому заготовку доти, поки діаметр перемички в площині поділу стане дорівнювати половині діаметра заготовки. На рисунку 7 показана перша стадія поділу в момент її закінчення. Тут $h_1 = 0{,}25D_З$ – глибина запровадження ножа в тіло заготовки; α_1 – кут клиноподібності дискового ножа; $D_З$ – діаметр заготовки; $D_П$ – діаметр деформуючих пасків ножів.

В процесі обкатки дискових ножів відносно заготовки та їх впровадження відбувається деформація металу заготовки в двох напрямках: витяжка вздовж осі заготовки і радіальне розширення (наплив). Співвідношення між цими деформаціями залежить від кута клиновидності і товщини дискових ножів. При тонких і гострих ножах слід очікувати мінімальний наплив. Точна залежність між розширенням

діаметра заготовки вмісті розділення і параметрами дискових ножів має бути встановлена експериментально.

Для усунення напливів дискові ножі забезпечені деформуючими поясками, діаметр яких встановлюється по співвідношенню:

$$D_{\text{п}} = 0{,}5D_{н} - 0{,}25D_{з},$$

де $D_{н}$ - діаметр дискового ножа.

До моменту впровадження кожного ножа в тіло заготовки на величину h_1 деформуючі пояски своїми робочими поверхнями виходять на рівень поверхні заготовки. Таким чином формується правильна циліндрична форма кінців заготовок, що розділяються. Ширина деформуючих поясків встановлюється експериментально.

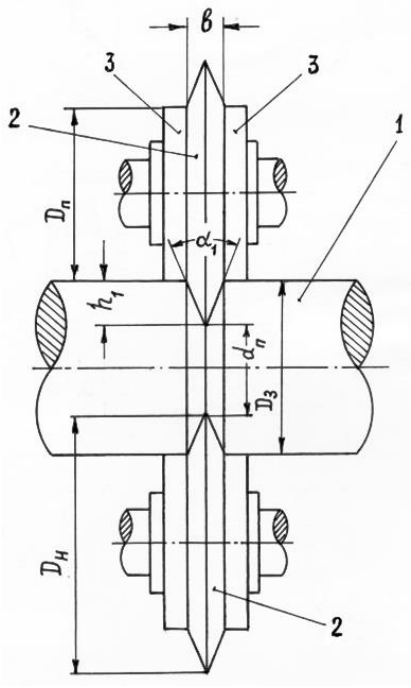


Рисунок 7 – Перша стадія розділу гарячої заготовки дисковими ножами: 1 – заготовка; 2 – дисковий ніж; 3 – деформуючий поясок ножа.

У другій стадії поділу (рис. 8, 9) заготовка надходить у зону дії преса, два бойки якого синхронно впроваджуються в перемички на величину $h_2 = (0{,}2...0{,}3)d_п$ кожен, де $d_{\text{п}}$ – діаметр перемички. При цьому в площині поділу створюються розтягуючі напруження, спрямовані вздовж осі заготовки і зумовлені дією розпірних сил T. Зазначені напруження перевищують межу міцності гарячого металу і приводить

до поділу заготовки на дві частини.

Кут клиновидності бойків (α_2) приймається менше кута клиновидності дискових ножів (α_1) з таким розрахунком, щоб до моменту, коли бойок впроваджується в перемичку на глибину h_2, вершина контактного майданчика між боковою граню бойка і заготовкою (а таких граней дві) виявилося на поверхні заготовки. Тоді форму контактного майданчика можна приблизно представити як рівнобедрений трикутник з основою

$$a = 2\sqrt{\frac{1}{2}d_n^2 - \frac{1}{4}b_1^2}$$

та висотою

$$h = \frac{D_3 - b_1}{2}.$$

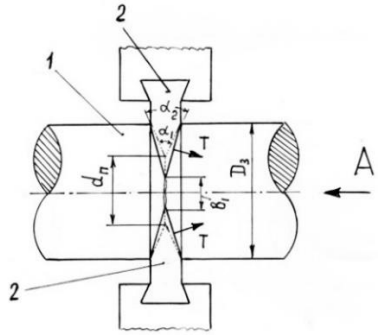


Рисунок 8 – Друга стадія розподілу гарячої заготовки прямими бойками: 1 – заготовка; 2 – бойок.

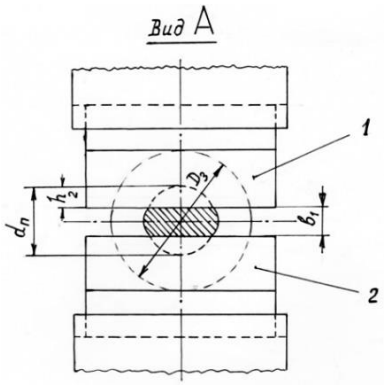


Рисунок 9 – Друга стадія розподілу (вид по стрілці А на рис. 8): 1 – бойок верхній; 2 – бойок нижній.

Площа перерізу другої перемички, яка утворюється в результаті впровадження кожного бойка на глибину h_2, визначається виразом

$$F = 2b_1\sqrt{\frac{1}{2}d_n^2 - \frac{1}{4}b_1^2}.$$

Знаючи площу перерізу другої перемички і межу міцності металу на розрив при відповідній температурі, можна визначити горизонтальну складову сили Т поділу заготовки.

Розглянемо варіант приводу впровадження дискових ножів у тіло

заготовки при обертанні ножів навколо її осі за рахунок вантажів, сполучених з осями ножів так, що вантаж розташований діаметрально протилежно своєму ножу. Таким чином, сила, з якою дисковий ніж впроваджується в тіло заготовки, дорівнює відцентровій силі вантажа за вирахуванням невеликої сили стиснення зворотних пружин.

Якщо вантаж має масу 10 кг, а його центр тяжіння розташований на відстані $R = 30$ мм від осі обертання, то відцентрова сила, діюча на вантаж при кутовій швидкості обертання $n = 1000$ об/хв. становить

$$P_{Ц} = mw^2R = 10(10,7)^2 0,3 = 328862 \text{ Н } (\approx 3,27 \text{ тс}),$$

де $m \cong 10$ Нс^2/м; $w = \frac{\pi n}{30} = \frac{3,14 \cdot 1000}{30} = 104,7$ 1/с.

Час впровадження дискових ножів у гарячу заготовку на глибину $h_1 = 0,25 \cdot 140 = 35$ мм із силою близько 3 тс потребує експериментальної перевірки. Тут 140 мм – це діаметр заготовки.

Розглянутий спосіб може бути рекомендований для поділу заготовок діаметром до 250 мм.

Висновки

1. Розглянуті три основних способи різання гарячих заготовок мають кожен свої переваги і недоліки. Залежно від того, які вимоги пред'являються до торців порізаних заготовок для подальшого переділу, вибирають той чи інший спосіб різу.

2. Різка на ножицях, володіє найвищою продуктивністю, програє в якості торців порізаних заготовок.

3. Абразивне різання дає високу якість торців, але програє різанні на пилах і ножицях по продуктивності.

4. Різка роторними пилами, декілька поступаючись абразивній різці за якістю торців порізаних заготовок, в той же час значно перевершує абразивне різання по продуктивності.

5. Для кожного із зазначених способів різання гарячих заготовок існує свій напрямок розвитку:

- для різання на ножицях – це розробка конструкції ножів і умов різання, що зменшують контактну і позаконтактну деформацію кінців заготовки, а також внесення в спосіб різання елементів штампування для отримання решт заданої форми, наприклад, загостреної;

- для абразивного різання – це інтенсифікація режимів різання, а також підвищення міцності і довговічності абразивних дисків за рахунок нових матеріалів;

- для роторних пил – це розширення їх застосування в прокатних цехах і в МБЛЗ, і не тільки для різання вихідних заготовок, але і для

різання прокатаних штанг.

6. При виробництві гарячедефорованих труб в технологічній лінії прокату можуть бути використані пили абразивного різання для відділення кінцевої обрізі і поділу прокату на мірні довжини.

7. Безвідходний двостодійний спосіб поділу трубних заготовок, що включає впровадження дискових ножів і одночасно їх переміщення до осі заготовки до утворення перемички, діаметр якої дорівнює половині діаметра заготовки і подальше впровадження в перемичку двох паралельних клинових бойків, дозволяє підвищити якість торцевих поверхонь заготовки для подальшої прокатки труб.

Перелік посилань

1. Соловцов С. С. *Безотходная резка сортового проката в штампах*. Москва : Машиностроение, 1985. 175 с.

2. Чернобривенко Ю. С., Теряев В. А., Добряк В. Д. О некоторых закономерностях деформации концов заготовок при резании на ножницах. Сб. науки. тр. УКРНИИмет «*Сортопрокатное производство*». 1976. С. 80-83.

3. Тимощенко В. А., Эрлих А. И., Пульбере А. И. *Резка сортового проката и труб на заготовки*. – Кишинев : ШТИИНЦА, 1986. 111 с.

4. Ножи для резки проката: а.с. 298410 СССР: МПК B21f 11/00 (B23d 35/00); заявл. 16.09.1969; опубл. 16.03.1971, Бюл. № 11.

5. Способ разделения горячего проката: а.с. 1682055 СССР: МПК B23D 15/00; заявл. 31.03.89; опубл. 07.10.91. Бюл. № 37.

6. Нисковских В. М., Карлинский С. Е., Беренов А. Д. *Машины непрерывного литья слябовых заготовок*. Москва : Металлургия, 1991. 272 с.

7. Бровман М. Я., Бойко Ю. П. Применение ножниц на сортовых машинах непрерывного литья заготовок. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 1982. № 2. С. 48-49.

8. Устройство для резки непрерывнолитых слитков: а.с. 2033300 СССР: МПК B23D 11/126; заявл. 11.11.92: опубл. 20.04.95, Бюл. № 11.

9. Кононенко В. Г., Яценко С. В. Импульсная резка горячего металла на УНРС. *Сталь*. 1972. № 3. С. 120-122.

10. Брикманис Г. Н., Мазниченко С. А., Воробьева О. Б. Эксплуатация машин импульсной резки непрерывнолитой заготовки. *Черная металлургия*. 1978. № 3. С. 49-51.

11. Вертикальная импульсная машина для резки проката: а.с. 541597 СССР: М. кл. B23D 15/02; B23D 25/08; заявл. 19.09.75; опубл. 05.01.77, Бюл. № 1.

12. Вертикальная импульсная машина для резки проката: а.с. 578165 СССР: М. кл. B23D 15/02; B23D 25/08; заявл. 11.06.75; опубл. 30.10.77, Бюл. № 40.

13. Импульсная машина для обработки давлением: а.с. 569403 СССР: М. кл. B23D 15/02; заявл. 03.11.75; опубл. 25.08.77, Бюл. № 31.

14. Высокоскоростная машина для резки проката: а.с. 633679 СССР: М. кл. B23D 15/02; заявл. 14.04.76; опубл. 25.11.78, Бюл. № 43.

15. Вертикальная импульсная машина для безотходной резки металла: а.с. 625849 СССР: М. кл. B23D 15/02; заявл. 21.04.76; опубл. 30.09.78, Бюл. № 36.

16. Ножи к вертикальной импульсной машине для резки металла: а.с. 1247193

СССР: М. кл. B23D 15/02; заявл. 26.06.84; опубл. 30.07.86, Бюл. № 28.

17. Горячая абразивная резка и перспективы ее применения. *Экспресс-информация «Черная металлургия». Выпуск 12. Серия: Прокатное и трубное производство.* Москва, 1985.

18. Эккер К.-Х. Опыт эксплуатации станков для горячей абразивной резки проката. *Черные металлы*. 1982. № 12. С. 12-16.

19. Модернизация сортового стана для производства сортового проката повышенного качества с установкой высокопроизводительной машины горячей абразивной резки. *«Черная металлургия»: Бюл. Ин-та «Черметинформация».* 2016. № 3. С. 125-127.

20. Ищенко А. А., Лоза Е. А. *Пилы горячей резки проката. Конструкция и расчет*. Мариуполь : ГВУЗ «ПГТУ», 2012. 252 с.

21. Пила для резки проката: пат. №2429951 РФ: МПК B23Д45; заявл. 01.04.2010, опубл. 27.09.2011, Бюл. №27.

22. Ротов И. С. Создание высокопроизводительных роторных пил для разрезания горячего проката. *Сталь*. 2011. № 12. С. 35-41.

23. Спосіб розподілу гарячої трубної заготовки на мірна частини: пат. №136189 Україна: B23D15/00; заявл. 18.02.2019, опубл. 12.08.2019, Бюл. №15.

References

1. Solovtsov, S. S. (1985). *Bezotkhodnaia rezka sortovogo prokata v shtampakh*. Mashinostroenie.

2. Chernobrivenko, Iu. S., Teriaev, V. A., & Dobriak ,V. D. (1976). O nekotorykh zakonomernostiakh deformatsii kontsov zagotovok pri rezanii na nozhnitsakh. *Sb nauki tr UKRNIImet Sortoprokatnoe proizvodstvo*.

3. Timoshchenko, V. A., Erlikh, A. I., & Pulbere, A. I. (1986). *Rezka sortovogo prokata i trub na zagotovki*. SHTIINTSA.

4. Chekmarev, A. P., Borisenko, G. P., Dobryak, V. D., & Teryaev, V. A. (1971). SSSR. A.s. №298410.

5. Denisova, R. F., & Polyakov, B. N. (1991). SSSR. A.s. №1682055.

6. Niskovskikh, V. M., Karlinskii, S.E., & Berenov, A. D. (1991). *Mashiny nepreryvnogo litia sliabovykh zagotovok*. Metallurgiia.

7. Brovman, M. Ia., & Boiko, Iu. P. (1982). Primenenie nozhnits na sortovykh mashinakh nepreryvnogo litia zagotovok. *Metallurgicheskaia i gornorudnaia promyshlennost*, 2, 48-49.

8. Rubinshtejn, Yu. E., Bojko, Yu. P., Lebedev, V. I. et al. (1995). SSSR. A.s. №2033300.

9. Kononenko, V. G., & Iatsenko, S. V. (1972). Impulsnaia rezka goriachego metalla na UNRS. *Stal*, 3, 120-122.

10. Brikmanis, G. N., Maznichenko, S. A., & Vorobeva, O. B. (1978). Ekspluatatsiia mashin impulsnoi rezki nepreryvnolitoi zagotovki. *Chernaia metallurgiia*, 3, 49-51.

11. Komnatnyj, I. P., Kononenko, V. G., Yacenko, S. V. et al. (1975). SSSR. A.s. №541597.

12. Sadovskij, A.O., Kononenko, V.G., Yacenko, S.V. et al. (1977). SSSR. A. s. №578165.

13. Strizhenko, V.E., Kononenko, V.G., & Pyshnyak, L.G. (1977). SSSR. A. s.

№569403.

14. Sadovskij, A. O., Kononenko, V. G., Bozhko, V. V. et al. (1976). SSSR. A. s. №633679.

15. Botashev, A.Yu., Kononenko, V.G., Sadovskij, A.O. et al. (1978). SSSR. №625849.

16. Isaev, Yu. N., Chistyakov, G. F., Zavalin, G. G. et al. (1986). SSSR. A. s. №1247193.

17. Goriachaia abrazivnaia rezka i perspektivy ee primeneniia. (1985). *Ekspress-informatsiia Chernaia metallurgiia.Vypusk 12. Seriia: Prokatnoe i trubnoe proizvodstvo*.

18. Ekker, K. –Kh. (1982). Opyt ekspluatatsii stankov dlia goriachei abrazivnoi rezki prokata. *Chernye metally*. 12, 12-16.

19. Modernizatsiia sortovogo stana dlia proizvodstva sortovogo prokata povyshennogo kachestva s ustanovkoi vysokoproizvoditelnoi mashiny goriachei abrazivnoi rezki. (2016). *Chernaia metallurgiia. Biul In-ta Chermetinformatsiia*, 3, 125-127.

20. Ishchenko, A. A., & Loza, E. A. (2012). *Pily goriachei rezki prokata. Konstruktsiia i raschet*. GVUZ PGTU.

21. Kommisarchuk, S. Yu. et al. (2011). RF. Pat. №2429951.

22. Rotov, I. S. (2011). Sozdanie vysokoproizvoditelnykh rotornykh pil dlia razrezaniia goriachego prokata. *Stal*, 12, 35-41.

23. Balakin, V. F., Dobryak, V. D., Stepanenko, O. M., & Ugryumov, Yu. D. (2019). Ukraina. Pat. №136189, V23D15/00; zaiavl. 18.02.2019, opubl. 12.08.2019, *Biul*. №15.

V. D. Dobryak[1], Ph. D. (Tech.), Leading Engineer
D. Yu. Ugryumov[2], Technical Director
Yu. M. Nykolayenko[3], Senior Teacher, ORCID 0000-0002-1559-9584
I. A. Solovyova[3], Ph. D. (Tech.), Associate Professor, ORCID 0000-0003-1569-567X

[1] *SE "Ukrainian Institute for the Design of Metallurgical Plants"*
[2] *LLC "Engineering Bureau Franke International"*
[3] *Ukrainian State University of Science and Technology*

CONDITION AND DEVELOPMENT OF METHODS FOR DIVIDING A HOT METAL TO MEASURED LENGTHS

Abstract. Analysis of hot metal dividing methods into measured lengths from the point of view of providing the required quality of their ends after separation, as well as high performance methods is the aim of the work. This is especially important for the preparation of hot metal for subsequent processing, including rolling and tube rolling units, where high quality of the ends of the workpieces reduces the end cut and metal consumption ratios, and tube quality also improves the quality of rolled steel shells and pipes. Well-known literary and patent sources in the field of the separation of hot metal into measured lengths both during continuous casting of steel and in subsequent redistribution, are researched in this work. As a result of the analysis, it has been established that widely used methods for the separation of hot metal in

practice cannot provide high quality pipe ends after separation, which increases the metal loss in subsequent redistribution. The most promising for the separation of hot metal into measured lengths in rolling and tube-rolling production is hot-abrasive cutting and cutting with rotary saws. They are becoming more common in production. The practical significance of the results presented in this paper are proposals for the use of progressive methods for separation of hot metal both in terms of high productivity and, above all, the required quality of the resulting ends after separation for subsequent redistribution. The development directions of the analyzed methods for the separation of hot metal are considered. A waste-free two-stage method has been proposed for dividing round hot billets into dimensional parts, which improve the quality of the ends for subsequent rolling of pipes.
Key words: metal separation, quality of the ends, metal squeezing, cutting with scissors, abrasive cutting, rotary saws cutting, impulsive cutting, productivity.

For citation: Dobryak, V. D., Ugryumov, D. Yu., Nykolayenko, Yu. M., & Solovyova, I. A. (2023). Condition and development of methods for dividing a hot metal to measured lengths. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 324-339. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-324-339

Стаття надійшла до редакції збірника 22.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-340-348
УДК 621.771.685.5

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

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

АДАПТИВНА СИСТЕМА УПРАВЛІННЯ ШВИДКІСНИМ РЕЖИМОМ ВІЛЬНОЇ ПРОКАТКИ З НЕЧІТКИМ РЕГУЛЯТОРОМ

Анотація. Найкращим швидкісним режимом прокатки на дрібносортних станах є режим вільної прокатки з петлеутворенням у чистових групах клітей. Стабілізація петлі здійснюється системою керування частотою обертання валків прокатних клітей за інформацією датчика положення петлі. Збільшення петлі прокату залежить від частот обертання валків суміжних клітей і коефіцієнта витяжки прокату в кліті, наступної за регульованим проміжком. Для налаштування системи необхідно знати числові характеристики впливів, що обурюють і впливають на величину петлі прокату. Було досліджено зміну частоти обертання двигуна головного приводу клітей при стабілізації величини петлі прокату в міжклітьовому проміжку клітей чистової групи безперервного прокатного стану. Зміна частоти обертання валків характеризує сумарні дії режиму прокатки на величину петлі. Дослідження показали, що у не стаціонарної реалізації можна виділити тренд, який описується цілком детермінованою залежністю, та проводити аналіз випадкової стаціонарної реалізації щодо цього тренду. Була розроблена структурна схема контуру регулювання положення петлі прокату. Ця схема включає: електропровід з контуром струму, контуром швидкості, регулятором швидкості, петлею прокату, регулятором положення петлі, компенсатором обурювальних впливів. Компенсатор виконано на базі Fuzzy контролера і виробляє керуючий вплив залежно від неузгодженості в контурі петлерегулювання. Цим самим відстежується та компенсується низькочастотна складова обурення за швидкістю прокату, яка може досягати 10% від швидкості прокатки. Отримані дані зміни величини петлі без компенсуючого контуру та з ним. Величина петлі в системі без компенсуючого контуру при прокатуванні більш потовщеної задньої частини прокату досягає максимально допустимого розміру. В системі з компенсуючим контуром цього не відбувається. Стабілізувати величину петлі в заданому діапазоні можна або збільшуючи коефіцієнт регулятора, погіршуючи при цьому динаміку всієї багатозв'язкової системи управління швидкісним режимом прокатки, або використовуючи запропонований метод адаптивної компенсації обурення.

Ключові слова: вільна прокатка, валки, швидкісний режим, петля, регулятор, Fuzzy контролер.

Посилання для цитування: Єгоров О. П., Рибальченко М. О., Маначин І. О. Адаптивна система управління швидкісним режимом вільної прокатки з нечітким регулятором. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 340-348. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-340-348

Мета роботи: виконати аналіз ефективності системи регулювання положення петлі прокату з компенсатором обурювальних впливів.

Основні результати дослідження

Найкращим швидкісним режимом прокатки на дрібносортних станах є режим вільної прокатки з петлеутворенням у чистових групах клітей [1] . На рис. 1 представлений процес прокатки дрібносортного прокату з петлею (режим вільної прокатки). Стабілізація петлі здійснюється системою керування частотою обертання валків прокатних клітей за інформацією датчика положення петлі.

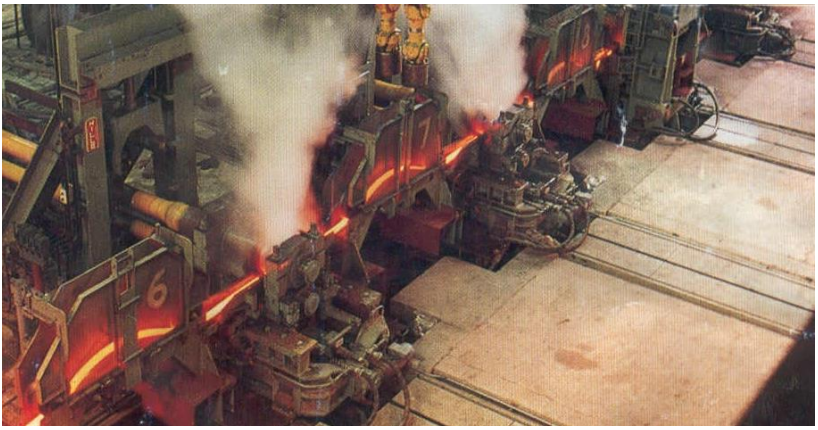


Рисунок 1 – Процес прокатки дрібносортного прокату з петлею (режим вільної прокатки).

На рис. 2 наведена схема створення вертикальної петлі за допомогою ролика 1, встановлюваного поблизу вивідної проводки 2 кліті 3, який після входу переднього кінця прокату 4 в наступну кліть 5 відхиляє його від осі прокатки.

Збільшення петлі прокату залежить від частот обертання валків суміжних клітей і коефіцієнта витяжки прокату в кліті, наступної за регульованим проміжком.

$$\Delta l_i = \int_0^t \left(\omega_i \cdot R_i(1+S_i) - \frac{\omega_{i+1} \cdot R_{i+1}(1+S_{i+1})}{\lambda_{i+1}} \right) dt, \qquad (1)$$

де R_i, R_{i+1} - робочі радіуси валків *i*-ой та *i+1* -ої клітей; S_i, S_{i+1} - випередження в *i*-ой та *i+1* -ій клітях; ω_i, ω_{i+1} - частота обертання приводів *i*-ой та *i+1* -ой клітей; λ_{i+1} - коефіцієнт витяжки прокату в *i+1* -ій кліті.

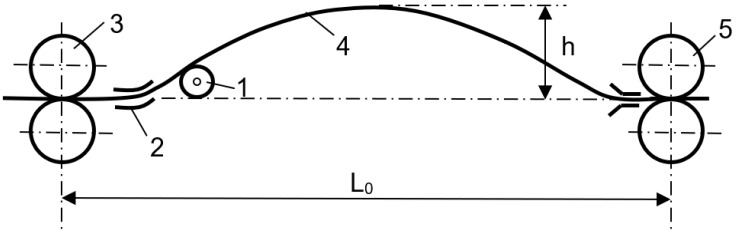


Рисунок 2 – Схема створення вертикальної петлі за допомогою ролика.

Висота петлі визначається надмірною довжиною прокату в даному міжклітьовому проміжку, а також формою петлі. Для достатньої точності вона може бути знайдена з рівняння гнучкої нитки

$$L = L_0 + \frac{8 \cdot h^2}{3 \cdot L_0}, \qquad (2)$$

де L_0 – довжина міжклітьового проміжку і L довжина розкату в ньому, h – висота петлі.

Під час налаштування швидкісного режиму прокатки та роботі систем автоматичного управління виникають завдання одночасної узгодженої зміни частот обертання приводів валків групи клітей. Для цих цілей розроблені різноманітні пристрої зміни напруги завдання у вхідних ланцюгах у аналогових системах, та розрахунок завдання у цифрових.

У аналізованій системі в основу алгоритму функціонування системи управління покладено обчислення для кожної і-тої кліті елементарної добавки швидкості, яка визначається як частка від ділення початкового значення завдання частоти об/хв валків кліті на постійний для всіх клітей коефіцієнт, наприклад, К = 1000. Це реалізовується зрушенням 10 біт старших розрядів змінної завдання обертів валків в 10 молодших розрядів пам'яті типу подвійне слово. Таким чином, старші розряди визначають цілу частину значення, а молодші – дробову частину завдання швидкості. Так як число оборотів двигунів приводів валків на дрібносортних станах не перевищує 1000 об/хв., то елементарна добавка зміни завдання швидкості не буде перевищувати 1. Це забезпечує похибку завдання частоти обертів двигуна приводу валків не більше 1 об/хв.

При необхідності узгодженої зміни швидкостей обертання групи

клітей до початкових значень швидкостей обертання валків, наприклад, q_i та q_{i+1} додається або віднімається рівне число відповідних елементарних добавок. Після корекції швидкісного режиму нові значення швидкостей валків суміжних клітей матимуть такі ж співвідношення як і до корекції:

$$\frac{q_i'}{q_{i+1}'} = \frac{q_i + Z \cdot \frac{\Delta q_i}{K}}{q_{i+1} + Z \cdot \frac{\Delta q_{i+1}}{K}} = \frac{q_i}{q_{i+1}}, \quad (3)$$

де Z – число елементарних добавок.

Система керування швидкісним режимом прокатки представлена на рис. 3.

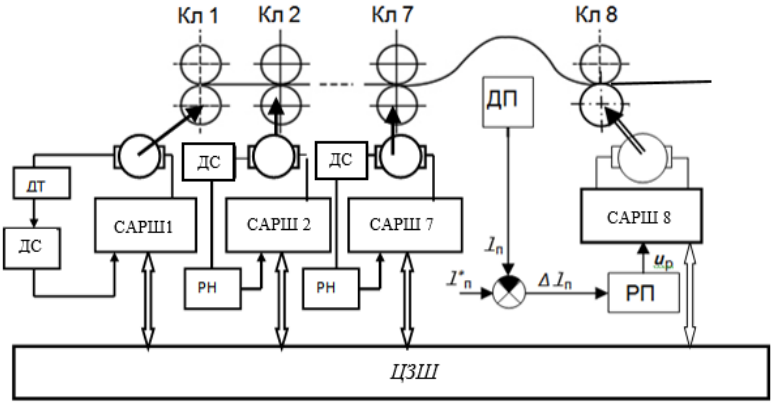


Рисунок 3 – Система керування швидкісним режимом прокатки.

Тут за інформацією якірних струмів (ДС) ланцюгів двигунів приводів валків клітей у чорновій групі здійснюється підстроювання режиму натягу прокату при заході передньої ділянки прокату за допомогою регуляторів натягу (РН) та систем автоматичного регулювання швидкості (САРШ) валків клітей. У чистовій групі клітей здійснюється регулювання величини петлі прокату.

Усі системи працюють незалежно завдяки системі цифрового завдання швидкостей, коли зміна частоти валків клітей відбувається без зміни співвідношення частот обертання валків суміжних клітей. Однак для поліпшення динаміки роботи головних приводів бажано зменшити (в ідеалі виключити) вплив регулювання петлі прокату одного контуру на інший. Це може досягатися компенсацією впливу на величину петлі низькочастотної складової обурення. Данні приводу [4] для комп'ютерного моделювання наведені в таблиці 1.

Структурна схема комп'ютерної моделі приводу наведена на рис. 4.

Таблиця 1 – Данні головного приводу для комп'ютерного моделювання.

$U_н$, В	$I_н$, А	$R_е$, Ом	$L_е$, Гн	n, об/хв	$M_н$, Дж	J, Дж·с^2	$к_д \cdot Ф$, Вс	$T_м$, с	$T_е$, с
600	1550	0.387	$8.7 \cdot 10^{-4}$	300-800	27738	1110	18.5	0.0875	0.032

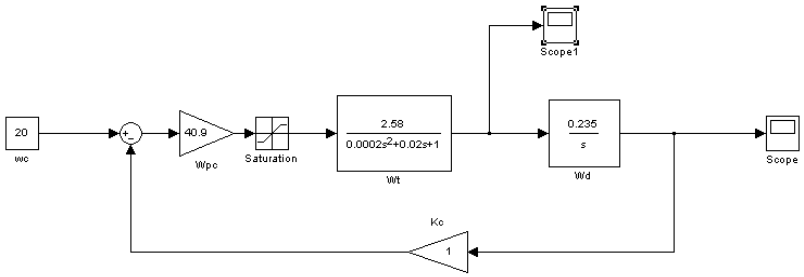


Рисунок 4 – Структурна схема комп'ютерної моделі приводу.

де $W_t(s) = \frac{2.58}{0.0002s^2+0.02s+1}$ - передатна функція замкнутого контуру струму; $W_{\text{рс}} = 40.9$ - передатна функція регулятора швидкості; $W_d = \frac{0.235}{s}$ - передатна функція двигуна.

Для налаштування системи необхідно знати числові характеристики впливів, що обурюють і впливають на величину петлі прокату.

На рис. 5 представлений графік зміни частоти обертання двигуна головного приводу клітей при стабілізації величини петлі прокату в міжклітьовому проміжку клітей чистової групи безперервного прокатного стану [2]. Зміна частоти обертання валків характеризує сумарні дії режиму прокатки на величину петлі.

Для спрощення аналізу зміни обурення в системі методами випадкового процесу, апроксимували графік зміни частоти обертання валків при стабілізації петлі та виділили тренд та випадкову складову.

Таким чином, у не стаціонарної реалізації можна виділити тренд, який описується цілком детермінованою залежністю, та проводити аналіз випадкової стаціонарної реалізації щодо цього тренду.

Впливи в контурі регулювання петлі прокату мають високочастотну складову, викликану динамічними процесами в самому контурі і низькочастотну, пов'язану зі зміною режиму обтиску від передньої ділянки прокату до задньої ділянки в першій чистовій кліті.

Високочастотні складові обурення придушуються пропорційною частиною регулятора, а низькочастотні інтегральною частиною. Тому вихідний сигнал регулятора петлі може бути використаний для системи адаптивної компенсації великої величини зміни швидкості прокату в міжклітьовому проміжку.

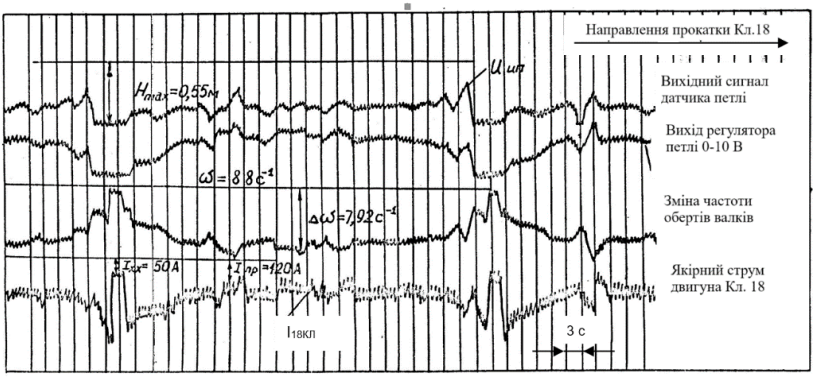


Рисунок 5 – Графік зміни частоти обертання двигуна головного приводу клітей при стабілізації величини петлі прокату.

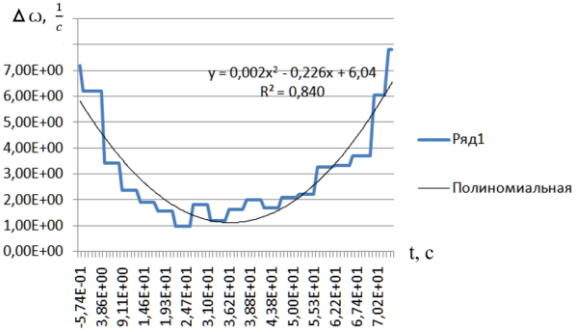


Рисунок 6 – Графік зміни частоти обертання двигуна головного приводу клітей із усередненням по 10 точках. Апроксимуюча крива – поліноміальний тренд.

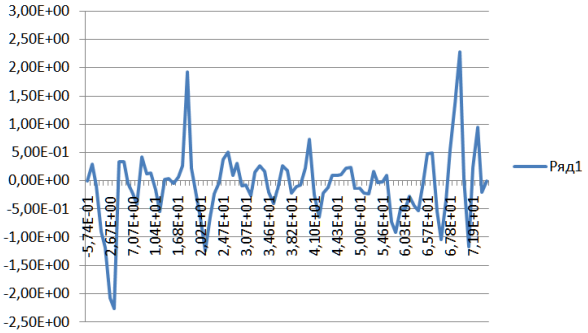


Рисунок 7 – Графік відхилення частоти обертання від середнього значення.

На рис. 8 представлена структурна схема контуру регулювання положення петлі прокату (регулятори розраховані за методикою [5]). Ця схема включає: електропровід з контуром струму, контуром швидкості, регулятором швидкості, петлею прокату, регулятором положення петлі, компенсатором обурювальних впливів . Компенсатор виконан на базі Fuzzy контролера [6] і виробляє керуючий вплив залежно від неузгодженості в контурі петлерегулювання. Цим самим відстежується та компенсується низькочастотна складова обурення за швидкістю прокату, яка може досягати 10 % від швидкості прокатки.

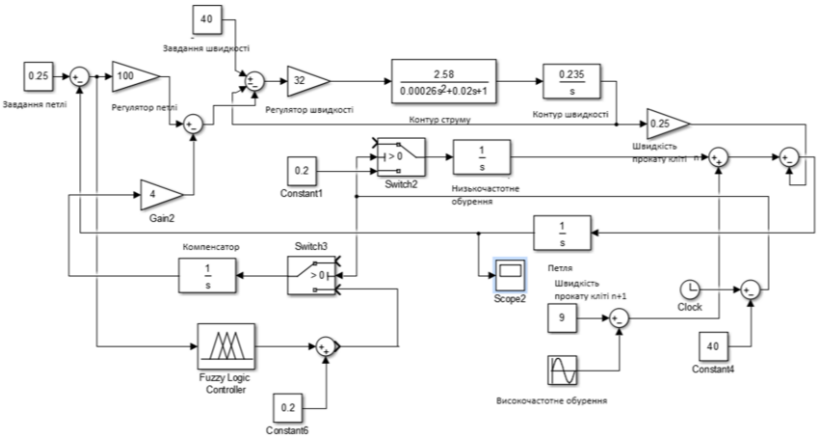


Рисунок 8 – Структурна схема контуру регулювання положення петлі прокату.

На рис. 9 представлений графік зміни величини петлі без компенсуючого контуру. Величина петлі при прокатуванні більш потовщеної задньої частини прокату досягає максимально допустимого розміру.

З компенсуючим контуром цього не відбувається (рис. 10).

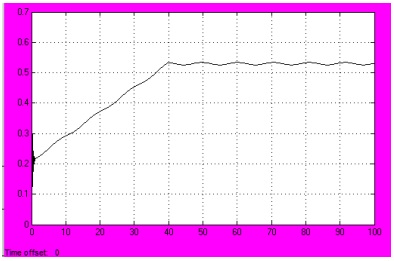


Рисунок 9 – Графік зміни величини петлі без компенсуючого контуру.

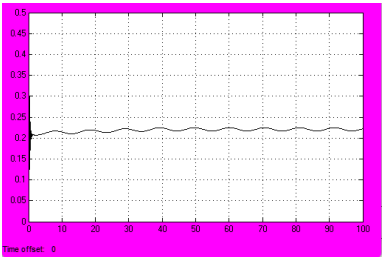


Рисунок 10 – Графік зміни величини петлі з компенсуючим контуром.

Висновки

1. Стабілізувати величину петлі в заданому діапазоні можна або збільшуючи коефіцієнт регулятора, погіршуючи при цьому динаміку всієї багатозв'язкової системи управління швидкісним режимом прокатки, або використовуючи запропонований метод адаптивної компенсації обурення.

2. Запропонований метод компенсації за допомогою адаптивного регулятора суттєво покращує динамічні процеси у системі. При моделюванні роботи системи керування швидкісним режимом прокатки відхилення довжини петлі не перевищило 0,02 м.

Перелік посилань

1. Чекмарев А. П. и др. *Прокатка на мелкосортных станах*. М. :Металлургия, 1967. 363 с.

2. Грудев А. П. *Теория прокатки: Учебник для вузов*. М. : Металлургия, 1988. 240 с.

3. *Автоматизация технологических процессов на мелкосортных прокатных станах: монография* /А. С. Бешта, В. Н. Куваев, О. Е. Потап, А. П. Егоров. Днепропетровск : Журфонд, 2014. 283 с.

4. Егоров А. П. Совершенствование систем автоматического управления мнгогосвязаными электроприводами группы клетей при прокатке с петлерегулированием : дис. канд. техн. наук: Днепропетровск, 1981. 145 с.

5. Єгоров О. П., Рибальченко М. О., Маначин І. О. *Цифрові методи дослідження та розрахунку регуляторів в системах автоматичного керування*: навчальній посібник. Дніпро : УДУНТ, 2022, 124 с.

6. Єгоров О. П., Михайловський М. Н. *Проектування систем управління в середовищі Fuzzy Logic Toolbox* : навчальний посібник. Дніпро : НМетАУ, 2020. 85 с.

7. Стахно В. И., Егоров А. П., Клименко Е. Н. Преобразователь величины петли для непрерывных проволочных станов. *Механизация и автоматизация производства*. 1978, №1. С. 46-54.

References

1. Chekmarev, A. P. et al. (1967). Rolling on small-section mills. Metallurgy

2. Grudev, A. P. (1988). *Theory of rolling. Textbook for universities*. Metallurgy

3. Beshta, A. S., Kuvaev, V. N., Potap, O. E., & Yegorov, A. P. (2014). *Automation of technological processes in small-section rolling mills: monograph*. Zhurfond

4. Yegorov, A. P. (1981). *Improving automatic control systems for multi-connected electric drives of a group of stands during rolling with loop control: dis*. Ph.D. tech. Sciences. Dnepropetrovsk

5. Yegorov, O. P., Rybalchenko, M. O., & Manachyn, I. O. (2022). *Digital methods for monitoring and designing regulators in automatic heating systems. Study guide*. UDUNT

6. Yegorov, O. P., & Mikhailovsky, M. N. (2020). *Design of control systems in the Fuzzy Logic Toolbox environment. Study guide*.

7. Stakhno, V. I., Yegorov, A. P., & Klimenko, E. N. (1978). Loop size converter for continuous wire mills. *Mechanization and automation of production*, (1), 46-54

O. P. Yegorov[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

[1] *Ukrainian State University of Science and Technology*
[2] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

ADAPTIVE CONTROL SYSTEM OF FREE ROLLING SPEED MODE WITH FUZZY CONTROLLER

Abstract. The best high-speed mode of rolling mills is the mode of free rolling with loop formation in finishing groups of cages. Stabilization of the loop is carried out by the control system of the rotation frequency of the rolls of rolling cages based on the information of the sensor of the position of the loop. The increase in the loop depends on the frequency of rotation of the rolls of adjacent cages and the coefficient of extraction of the rolled product in the cage following the adjustable gap. To set up the system, it is necessary to know the numerical characteristics of the influences that disturb and affect the size of the rolling loop. The change in the rotation frequency of the main drive of the cages during the stabilization of the size of the rolling loop in the intercellular gap of the cages of the finishing group of the continuous rolling condition was studied. The change in the rotation frequency of the rolls characterizes the total effects of the rolling mode on the size of the loop. Research have shown that in a non-stationary realization it is possible to single out a trend that is described by a completely deterministic dependence, and to conduct an analysis of a random stationary realization with respect to this trend. A structural diagram of the circuit for regulating the position of the rolling loop was developed. This scheme includes: an electric wire with a current loop, a speed loop, a speed regulator, a rolling loop, a loop position regulator, a compensator of disturbing influences. The compensator is based on the Fuzzy controller and produces a control effect depending on the inconsistency in the loop control circuit. In this way, the low-frequency disturbance component at the rolling speed, which can reach 10% of the rolling speed, is monitored and compensated. The obtained data of changes value of the loop without and with a compensating circuit. The size of the loop in the system without a compensating circuit when rolling a thicker rear part of the rolled product reaches the maximum permissible size. This does not happen in a system with a compensating circuit. It is possible to stabilize the value of the loop in a given range either by increasing the regulator coefficient, thereby worsening the dynamics of the entire multi-link control system of the high-speed rolling mode, or by using the proposed method of adaptive disturbance compensation.

Key words: free rolling, rolls, speed mode, loop, regulator, Fuzzy controller.

For citation: Yegorov, O. P., Rybalchenko, M. O., & Manachyn, I. O. (2023). Adaptive control system of free rolling speed mode with fuzzy controller. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 340-348. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-340-348

Стаття надійшла до редакції збірника 07.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-349-357
УДК 621.771.01

І. Ю. Приходько[1], д.т.н, с.н.с., зав. відділом, ORCID 0000-0001-5651-8106
С. О. Воробей[1], д.т.н, с.н.с., ORCID 0000-0003-0119-3935
В. В. Разносілін[1], м.н.с., ORCID 0000-0002-4463-4588

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

ШЛЯХИ ЗМЕНШЕННЯ РІЗНОТОВЩИННОСТІ ТОВСТОЛИСТОВОГО ПРОКАТУ

Анотація. Мета роботи - розробити науково-технічні пропозиції по зменшенню повздовжньої та поперечної різнотовщинності товстих листів при прокатці на товстолистових станах. В останні роки спостерігається постійне підвищення вартості енергоносіїв, загострення конкуренції між виробниками сталевого прокату. Тому підвищення ефективності процесу прокатки листів шляхом зменшення різнотовщинності та зниження витратного коефіцієнта є актуальною задачею. В Інституті чорної металургії НАН України досліджували можливість вирішення цієї задачі в умовах одного з товстолистових станів 3600. Проведено експериментальні та аналітичні дослідження формування повздовжньої та поперечної різнотовщинності товстих листів. Підтверджено відомий факт, що основний чинник формування повздовжньої різнотовщинності – це коливання сили прокатки. Листи, які вироблені на стані 3600, мають середню повздовжню різнотовщинність 0,35 – 0,58 мм (середньозважене значення по всьому сортаменту 0,520 мм). Основними факторами, що впливають на поперечну різнотовщинності є прогин валків, сплющування робочих валків в контакті зі штабою, знос валків. Середня поперечна різнотовщинність складає 0,10 – 0,35 мм (у середньому 0,25 мм). Експериментально встановлено вплив маси монтажної партії листів на знос робочих валків і, відповідно, на профіль поперечного перерізу листів. В результаті проведених досліджень запропоновано три напрямки вирішення задачі зі зменшення різнотовщинності листів: 1) регламентування припуску на товщину прокату з урахуванням фактичних даних про повздовжню різнотовщинність листів за групами сортаменту; 2) впровадження експертної системи корекції заданої кінцевої товщини листів на комп'ютері регулятора чистової кліті; 3) забезпечення раціональних значень опуклості поперечного профілю листів. З метою зменшення опуклості поперечного перерізу листів проведено експериментальне дослідження застосування опуклих робочих валків в чистовій кліті замість валків з циліндричним профілем. Це забезпечило зниження середньої опуклості профілю поперечного перерізу листів приблизно від середнього вихідного рівня 0,25 мм до очікуваного 0,15 мм, і, відповідно, збільшення виходу придатного на 0,3 %, а також зменшення хвилястості листів. Рекомендовано впровадити в постійну експлуатацію в чистовій кліті товстолистового стана 3600 опуклі робочі валки (опуклість верхнього валка 0,15 мм, нижнього 0,10 мм).

Ключові слова: товстолистовий прокат, повздовжня та поперечна різнотовщинність, сила прокатки, знос валків.

Посилання для цитування: Приходько І. Ю., Воробей С. О., Разносілін В. В. Шляхи зменшення різнотовщинності товстолистового прокату. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 349-357. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-349-357

Вступ. Підвищення вартості енергоносіїв, загострення конкуренції між виробниками сталевого прокату, потребує постійної роботи над підвищенням якості продукції, зниженням витрат металу для її виробництва. Зокрема це стосується і прокату, який виробляється на товстолистових станах (ТЛС).

У зв'язку з цим, підвищення ефективності процесу прокатки листів шляхом зменшення різнотовщинності та зниження витратного коефіцієнта є актуальною задачею.

Мета роботи – розробити науково-технічні пропозиції по зменшенню повздовжньої та поперечної різнотовщинності товстих листів при прокатці на товстолистових станах.

Результати роботи. Можливість вирішення цієї задачі досліджували в умовах одного з товстолистових станів 3600.

В табл. 1 наведено середні значення повздовжньої різнотовщинності листів. Середньозважене значення по всьому сортаменту 0,520 мм.

Таблиця 1 - Середні значення повздовжньої різнотовщинності листів.

Товщина листів, мм	Середня повздовжня різнотовщинність листів, мм при ширині, мм		
	від 800 до 1650	більше 1650 до 2500	більше 2500 до 3350
від 5 до 8	0,384	0,384	0,312
більше 8 до 12	0,576	0,564	0,504
більше 12 до 18	0,552	0,435	0,552
більше 18 до 28	0,363	0,582	0,623
більше 28 до 42	0,461	0,540	0,511

Поздовжня різнотовщинність листів у загальному випадку залежить від абсолютного значення сили прокатки та її розкиду при однаковому обтисненні, величини модуля жорсткості кліті, сумарного биття валкової системи та вихідної поздовжньої різнотовщинності листа [1-3].

Приклад розподілу сили прокатки і товщини листів по їх довжині (повздовжня різнотовщинність) наведен на рис. 1.

Коефіцієнт природного вирівнювання відносної поздовжньої різнотовщинності k_B можна визначити на підставі методики Меєровича І.М. в залежності від модуля жорсткості кліті, пластичного модуля жорсткості листа, сумарного биття валків, поздовжньої різнотовщинності листа на вході у прокатну кліть (δh_0) сили прокатки та товщини листа до і після прокатки (h_0, h_1) [4].

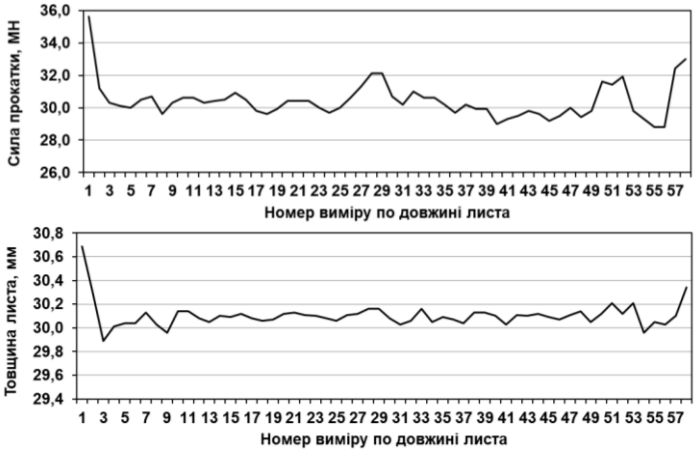


Рисунок 1 - Розподіл сили прокатки і товщини листів номінальної товщини 30 мм по їх довжині (повздовжня різнотовщинність).

Без урахування роботи системи автоматичного регулювання товщини листа поздовжня різнотовщинність на виході з кліті (δh_1) знаходиться за формулою $\delta h_1 = \delta h_0 \cdot h_1/(k_B \cdot h_0)$.

Поперечна різнотовщинність листів у загальному випадку залежить від прогину валків, сплющування робочих валків в контакті зі штабою, зносу валків [5, 6]. За результатами вимірювань на ТЛС 3600 фактичні значення опуклості листів (яка є основною складовою поперечної різнотовщинності листів) складають 0,10-0,35 мм (рис. 2), у середньому 0,25 мм.

За період прокатки монтажної партії листів профіль валків змінюється за рахунок їх зносу (рис. 3). На рис. 4 наведена залежність зносу валків від маси монтажної партії.

Таким чином, аналіз показує, що поступовий знос валків призводить до того, що величина опуклості поперечного профілю листів однакової товщини, ширини і марки сталі буде збільшуватися. Це буде супроводжуватись виникненням крайової хвилястості листів, яку на певному етапі стане неможливим компенсувати у допустимому діапазоні регулювання противигіну валків.

Для усунення такого результату монтажну партію прокату формують, як правило, від широких листів до вузьких і від тонких листів до товстих. Це дозволяє компенсувати вплив зносу валків шляхом зменшення сили прокатки, і, відповідно, прогину валків, за рахунок чого зменшується опуклість поперечного профілю листів.

На ТЛС 3600 вплив зносу валків компенсують за рахунок збільшення товщини листів (рис. 5).

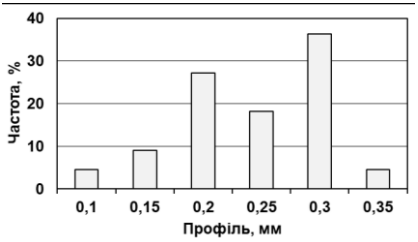
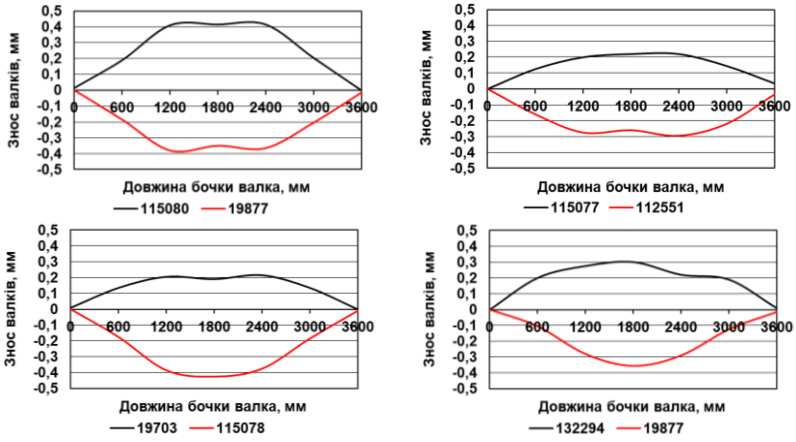


Рисунок 2 – Гістограма розподілу значень профіля поперечного перерізу листів.



Легенда – це номер валка

Рисунок 3 – Приклади результатів вимірювання зносу валків ТЛС 3600.

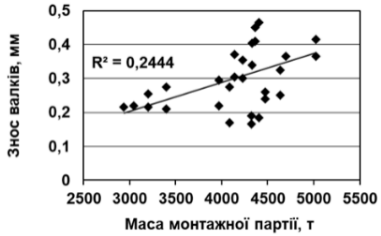


Рисунок 4 – Залежність зносу валків від маси монтажної партії.

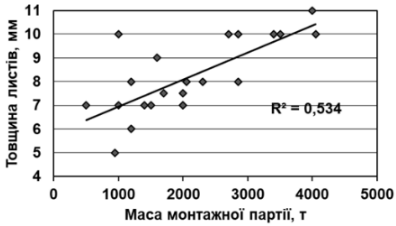


Рисунок 5 – Зміна номінальної товщини листів по мірі прокатки монтажної партії.

Для підвищення ефективності процесу прокатки листів шляхом зменшення різнотовщинності та зниження витратного коефіцієнту нами [1)] були запропоновані наступні шляхи.

[1)] Рішення щодо підвищення точності прокату розроблено разом із Кротом П.В.

1. *Регламентування припуску на товщину прокату з урахуванням фактичних даних про повздовжню різнотовщинність листів за групами сортаменту.*

Чинним алгоритмом керування ТЛС 3600 передбачено наступні припуски на товщину листів (табл. 2).

Таблиця 2 - Припуски на товщину листів
у чинному алгоритмі керування ТЛС 3600.

Товщина листів, мм	Припуск на товщину, мм	Товщина листів, мм	Припуск на товщину, мм
від 5 до 10	+0,5	більше 25 до 40	+0,8
більше 10 до 15	+0,6	більше 40 до 80	+0,9
більше 15 до 25	+0,7	більше 80	+1,1

Припуски на товщину більшості типорозмірів листів перевищують максимальні значення повздовжньої різнотовщинності (див. табл. 1). Відповідне зменшення припусків дозволить отримати від 0,5 до 4,0 % економії металу в залежності від сортаменту листів.

2. *Впровадження експертної системи корекції заданої кінцевої товщини листів на комп'ютері регулятора чистової кліті.*

Це дозволить стабілізувати товщину листів на мінімальному допустимому рівні.

В експертній комп'ютерній системі реалізується алгоритм корекції заданої кінцевої товщини листів, який дозволяє зменшити втрати металу з надмірною товщиною листів. Тобто зменшується вплив ділянок, де товщина на кромках листів перевищує значення товщини, обчислене з урахуванням мінусового поля допуску і припусків на подальшу термічну обробку та зачистку поверхні.

Можливе зменшення середньої товщини листів на ТЛС 3600 оцінюється нами величиною 0,3-0,5 %.

3. *Забезпечення раціональних значень опуклості поперечного профілю листів.*

Оператори чистової кліті здійснюють підбір числа проходів та режиму обтискань шляхом встановлення різних цільових значень опуклості поперечного профілю листів. Це єдиний спосіб впливу на параметри обтискань в автоматичному режимі. Однак надмірна опуклість поперечного профілю листа – це необґрунтована підвищена витрата металу.

Технологічно необхідна мінімальна опуклість поперечного профілю листів, яка закладена розробником системи керування технологічним процесом на стані 3600, становить 0,05 мм. Дійсно, ця величина гарантує стабільність положення листа по осі прокатки. Все, що вище цього значення – це або необґрунтовані втрати металу, або

ризик одержання товщини кромок листів за межами поля мінусового допуску.

Наші оцінки показують, що перевищення опуклості поперечного профілю листів відносно технологічно необхідного значення на величину 0,2 мм еквівалентно додатковому необґрунтованому припуску на товщину листа в середньому на 0,1 мм.

Для вирішення цієї задачі нами було запропоновано використовувати в чистовій кліті ТЛС 3600 опуклі робочі валки замість валків з циліндричним профілем, які застосовувались на цьому стані.

На першому етапі досліджень в результаті розрахунків параметрів процесу формування профіля поперечного перерізу листів сортаменту ТЛС 3600 було запропоновано застосувати циліндричний нижній валок і опуклий верхній. З урахуванням запасу на можливу похибку величину опуклості задавали 0,15 мм.

При дослідному прокатуванні листів із застосуванням цих валків профіль верхнього валка задавали в систему керування станом. Крім цього, оператори задавали зменшену цільову опуклість профіля поперечного перерізу листів (0,10-0,15 мм).

Експериментальні дослідження супроводжувались виміром поперечного профілю прокатаних листів, спостереженням за зменшенням хвилястості листів.

Перше випробування одного профільованого валка не створило жодних проблем, але виявило тенденцію поліпшення показників площинності листів, а також зменшило витрати металу.

Після першого успішного застосування одного профільованого валка в подальшому було запропоновано використовувати також випуклий нижній робочий валок з величиною опуклості 0,10 мм.

На рис. 6 наведено графіки вихідного та зношеного профілю валків другого експериментального комплекту (задана вихідна опуклість верхнього валка 0,15 мм, нижнього 0,10 мм).

Використання профільованих валків забезпечило зниження середньої опуклості профілю поперечного перерізу листів приблизно від середнього вихідного рівня 0,25 мм до очікуваного 0,15 мм, що забезпечує зменшення середньої товщини листів на 0,05 мм. При середній номінальній товщині листів 16 мм збільшення виходу придатного становитиме 0,3 %. Також спостерігалось зменшення хвилястості листів орієнтовно на 5-10 %.

В результаті проведених досліджень рекомендовано впровадити в постійну експлуатацію в чистовій кліті ТЛС 3600 опуклі робочі валки (опуклість верхнього валка 0,15 мм, нижнього 0,10 мм).

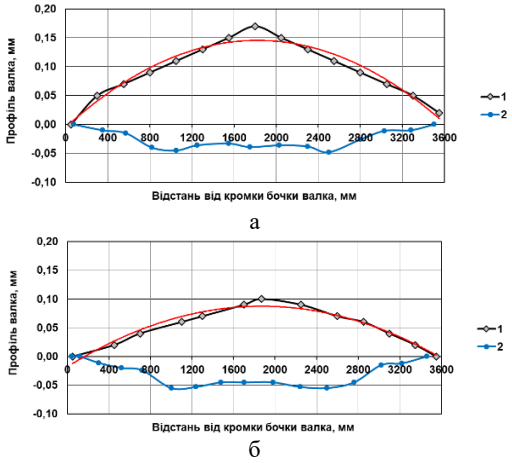


Рисунок 6 - Графіки вихідного (1) та зношеного (2) профілю другого комплекту профільованих верхнього (а) та нижнього (б) валків.

Висновки

1. Досліджено формування повздовжньої та поперечної різнотовщинності листів, що прокатують на товстолистовому стані 3600. Показана можливість підвищення точності прокату і економії металлу за цей рахунок.

2. В результаті проведеного аналізу запропоновано наступні рішення по підвищенню точності прокату:

- регламентування припуску на товщину прокату з урахуванням фактичних даних про повздовжню різнотовщинність листів за групами сортаменту;
- впровадження розробленої експертної системи корекції заданої кінцевої товщини листів на комп'ютері регулятора чистової кліті;
- забезпечення раціональних значень опуклості поперечного профілю листів.

3. З метою зменшення опуклості поперечного перерізу листів проведено експериментальне дослідження застосування опуклих робочих валків в чистовій кліті замість валків з циліндричним профілем. Це забезпечило зниження середньої опуклості профілю поперечного перерізу листів приблизно від середнього вихідного рівня 0,25 мм до очікуваного 0,15 мм, і, відповідно, збільшення виходу придатного на 0,3 %, а також зменшення хвилястості листів.

4. Рекомендовано впровадити в постійну експлуатацію в чистовій кліті ТЛС 3600 опуклі робочі валки (опуклість верхнього валка 0,15 мм, нижнього 0,10 мм).

Перелік посилань

1. Полухин В. П. *Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов*. М. : Металлургия, 1972. 512 с.
2. *Повышение точности прокатки листов и полос* / Коновалов Ю. В., Руденко Е. А., Гринчук П. С. и др. К. : Техніка, 1987. 144 с.
3. Коновалов Ю. В. *Справочник прокатчика*. *Справочное издание.* [в 2 кн.] М. : Теплотехник. Кн. 1: Производство горячекатаных листов и полос. 2008. 640 с.
4. *Повышение точности листового проката* / И. Н. Меерович, А. И. Герцев, В. С. Горелик, Э. Я. Классен. М. : Металлургия. 1969. 264 с.
5. Хохлов В. И., Воробей С. А. Изменение поперечного профиля горячекатаных полос за компанию валков ШСГП. *Теория и технология производства листового проката*: Сб. научн. тр. М. : Металлургия. 1991. С. 37-42.
6. Воробей С. О. Прогнозування площинності гарячекатаних штаб / *Збірник тез доповідей Всеукраїнської науково-технічної конференції «Наука і металургія» 22-24 листопада 2022 р. м. Дніпро*. С. 66-67. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-conferens

References

1. Polukhin, V. P. (1972). *Mathematical modeling and computer calculation of sheet rolling mills.* Metallurgy
2. Konovalov, Yu. V., Rudenko, E. A., Grinchuk, P. S. et al. (1987). *Increasing the accuracy of rolling sheets and strips*. Tekhnika
3. Konovalov, Yu. V. (2008). *Directory of the distributor. Reference edition.* Book 1. Production of hot rolled sheets and strips. Teplotechnic
4. Meerovich, I. N., Gertsev, A. I., Gorelik, V. S., & Classen, E. Ya. (1969). *Increasing the accuracy of rolled sheets*. Metallurgy
5. Khokhlov, V. I., & Vorobei, S .O. (1991). Changing the transverse profile of hot-rolled strips for the roll company. *Theory and technology of sheet metal production*. Metallurgy
6. Vorobei, S. O. (2022). Prediction of flatness of hot-rolled strip. *Collection of abstracts of reports of the All-Ukrainian Scientific and Technical Conference "Science and Metallurgy". November 22-24. Dnipro*, pp 66-67. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-conferens

I. Yu. Prykhodko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Research, Head of Department, ORCID 0000-0001-5651-8106
S. O. Vorobei[1], D. Sc. (Tech.), Senior Research, ORCID 0000-0003-0119-3935
V. V. Raznosilin[1], Junior Researcher, ORCID 0000-0002-4463-4588

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

WAYS TO REDUCE THE THICKNESS VARIATION OF THICK SHEETS ROLLING

Abstract. The purpose of the work is to develop scientific and technical proposals for reducing the longitudinal and transverse thickness variations of thick sheets when rolling on thick sheet mills. In recent years, there has been a constant increase in the cost of energy resources and increased competition between producers of rolled steel.

Therefore, increasing the efficiency of the sheet rolling process by reducing the thickness variation and reducing the consumption coefficient is an urgent task. The Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine investigated the possibility of solving this problem in the conditions of one of the 3600 plate mills. Experimental and analytical studies of the formation of longitudinal and transverse thickness variations in thick sheets were carried out. The well-known fact has been confirmed that the main factor in the formation of longitudinal thickness variations is the fluctuation of the rolling force. Sheets produced on the 3600 mill have an average longitudinal thickness variation of 0.35-0.58 mm (the weighted average value for the entire assortment is 0.52 mm). The main factors influencing the transverse thickness variation are roll deflection, flattening of work rolls in contact with the strip, and roll wear. The average transverse thickness variation is 0.10-0.35 mm (the average for the assortment is 0.25 mm). The influence of the mass of the assembly batch of sheets on the wear of work rolls and, accordingly, the cross-sectional profile of the sheets was experimentally established. As a result of the research, three directions for solving the problem of reducing the variation in thickness of sheets were proposed: 1) regulating the allowance for the thickness of rolled products, taking into account actual data on the longitudinal variation in thickness of sheets by assortment groups; 2) implementation of an expert system for correcting the specified final thickness of sheets on the computer of the finishing stand regulator; 3) ensuring optimal values of convexity of the transverse profile of sheets. In order to reduce the convexity of the cross-section of the sheets, an experimental study was carried out on the use of convex work rolls in the finishing stand instead of rolls with a cylindrical profile. This ensured a decrease in the average convexity of the cross-sectional profile of the sheets from approximately the average initial level of 0.25 mm to the expected 0.15 mm and, accordingly, an increase in the yield of suitable by 0.3%, as well as a decrease in the waviness of the sheets. It is recommended to introduce convex work rolls into continuous operation in the finishing stand of thick-sheet condition 3600 (convexity of the upper roll is 0.15 mm, the lower one is 0.10 mm).

Key words: thick sheet rolling, longitudinal and transverse thickness variation, rolling force, roll wear

For citation: Prykhodko, I. Yu., Vorobei, S. O., & Raznosilin, V. V. Ways to reduce the thickness variation of thick sheets rolling. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 349-357. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-349-357

Стаття надійшла до редакції збірника 25.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-358-373
УДК 621.771.22.04

В. Г. Раздобрєєв[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-7402-7992
І. Ю. Приходько[1], д.т.н., с.н.с., зав. відділом, ORCID 0000-0001-5651-8106
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

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

ВИБІР МЕТОДИКИ ВИЗНАЧЕННЯ ЕНЕРГОСИЛОВИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ ПРОТЯГУВАННЯ ШТАБИ ЧЕРЕЗ ЗГИНО-РОЗТЯГУВАЛЬНИЙ ПРИСТРІЙ

Анотація. В практиці виробництва металовиробів особливу роль відіграють фасонні профілі складної конфігурації, у тому числі тонкостінні, стрічкові і профілі періодичного перерізу. Якісні особо високоточні фасонні профілі з різним співвідношенням ширини до висоти стрічки, які виробляються малотоннажними партіями за кордоном та широко використовуються на підприємствах машинобудування, приладобудування, авіабудування та інших галузях господарства. В Україні виробництво високоточних фасонних профілів є вкрай обмеженим, а виробництво профілів стрічкового типу взагалі відсутнє. Фасонні профілі стрічкового типу зазвичай виробляють холодною деформацією на волочильних, плющильних або листопрокатних станах. Використання волочіння в роликових волоках в порівнянні з холодною прокаткою та плющенням має більш високу технологічну гнучкість, не потребує великих капітальних витрат для організації виробництва. Порівняно із традиційним волочінням з використанням монолітних волок, процес волочіння в роликових волоках має наступні переваги: нижче витрата енергії; вище допустима деформація за прохід; вища однорідність властивостей продукції, не використовують дорогі волочильні мастила, не проводять додаткові спеціальні операції підготовки металу до волочіння (фосфатування, оксалатування, міднення, покриття бурою тощо). Основний недолік способу волочіння в роликових волоках – наявність тягового зусилля. Напруження, що розтягують профіль у сукупності зі зниженням пластичності металу в процесі волочіння, можуть привести до руйнування прокату. Щоб усунути шкідливий вплив залишкових напружень, що розтягують необхідно або їх знівелювати, або перевести в стискаючи напруги, які підвищують працездатність сталевої заготовки. З цією метою в практиці виробництва дроту застосовують два способи: термічний і механічний. Термічний спосіб, якій застосовується в промисловості, потребує значних витрат енергії. Механічний спосіб має кілька різновидів, з яких найбільш раціональний є процес знакозмінної деформації з розтягуванням дроту в згино-розтягувальному пристрої. Процес холодного деформування із застосуванням згино-розтягувального пристрою відбувається з протинатягом, величина якого дорівнює зусиллю протягування заготовки через цей пристрій. Протинатяг визначає зусилля холодної деформації і

потужність приводного двигуна тягнучого пристрою, величину максимально можливої деформації за перший прохід, стійкість процесу холодної деформації та інші параметри. Працюючи з великим протинатягом можливі часті обриви прокату. Тому дуже важливо правильно розрахувати зусилля холодної деформації із застосуванням згино-розтягувальних роликових пристроїв. Метою роботи: на підставі виконаного аналізу, вибрати методику для визначення енергосилових параметрів процесу протягування штаби через згино-розтягувальний пристрій. В результаті аналізу визначена методика розрахунку силових параметрів процесу та формозміни катанки в згино-розтягувальному роликовому пристрої з комплексним урахуванням взаємної залежності ступеня деформації, сили протягування металу, а зміни механічних властивостей у процесі деформації штаби у роликовому згино-розтягувальному пристрої прийняли методику, яку розробили раніше в ІЧМ НАНУ. Обрані методики слугують у подальшому для розробки математичної моделі розрахунку енергосилових параметрів та параметрів формозміни процесу протягування штаби через згино-розтягувальний пристрій, що дозволить проводити обґрунтований вибір параметрів знакозмінного вигину штаби.

Ключові слова: методика визначення енергосилових параметрів, знакозмінне деформування з розтягненням, профілі стрічкового типу, механічні властивості, згино-розтягувальний роликовий пристрій.

Посилання для цитування: Вибір методики визначення енергосилових параметрів процесу протягування штаби через згино-розтягувальний пристрій / В. Г. Раздобрєєв, І. Ю. Приходько, К. Ю. Ключніков, Д. Г. Паламар, О. І. Лещенко // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 358-373. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-358-373

Вступ. Сучасний розвиток техніки неможливо уявити без використання металовиробів, у тому числі, виробів з дроту. До них пред’являють високі вимоги по різноманіттю й якості, а до процесів виробництва, наприклад, фасонних профілів складної конфігурації, у тому числі тонкостінних, стрічкових і профілів періодичного перерізу – гнучкості технології, високої ефективності і економічності, безпеки праці і автоматизації. Якісні особо високоточні фасонні профілі з різним співвідношенням ширини (b) до висоти (h), які виробляються малотоннажними партіями за кордоном, широко використовуються на підприємствах машинобудування, приладобудування, авіабудування та інших галузях господарства. В Україні виробництво високоточних фасонних профілів є вкрай обмеженим, а виробництво профілів стрічкового типу взагалі відсутнє. Обсяги виробництва такої продукції при високій потребі у широкому розмірному та марочному сортаменті відносно невеликі (до 3 тис. профілерозмірів загальним обсягом 45- 50 тис. т. на рік), тому

створення спеціалізованого підприємства з виробництва високоточних профілів та сталевої плющеної стрічки в цих умовах (вартість обладнання до 20 тис. доларів США за тонну) економічно недоцільно, а орієнтація на їх імпорт ставить у залежність від закордонних постачальників економічну та технологічну безпеку зазначених галузей економіки нашої країни.

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 [1-4].

Використання волочіння в роликових волоках ефективно в умовах виробництва прутків і дроту фасонного перерізу, у чорнових проходах при волочінні катанки, литої і інших видів заготовок, при виробництві арматурного прокату та дроту, який виробляється з матеріалів, що важко деформуються.

Порівняно з холодною прокаткою та плющенням процес волочіння в роликових волоках має більш високу технологічну гнучкість, не потребує великих капітальних витрат для організації виробництва. Порівняно із традійійним волочінням з використанням монолітних волок, процес волочіння в роликових волоках має наступні переваги: нижче витрата енергії; вище допустима деформація за прохід; вища однорідність властивостей продукції, не використовують дорогі волочильні мастила, не проводять додаткові спеціальні операції підготовки металу до волочіння (фосфатування, оксалатування, міднення, покриття бурою тощо).

Основний недолік способу волочіння в роликових волоках – наявність тягового зусилля. Напруження, що розтягують профіль у сукупності зі зниженням пластичності металу в процесі волочіння, можуть привести до руйнування прокату. Справа в тому, що деформація вихідної заготовки круглого перерізу в роликових волоках з гладкою бочкою призводить до нерівномірного розподілу напружень по перерізу профілю: в середній частині - стиснення, а у крайок - розтягування, а наявність тягового зусилля збільшує площу зони дії напруг, що розтягують і їх величину в обсязі осередку деформації, і в кінцевому рахунку, при певних умовах викликає руйнування кромок готового профілю. Це обмежує сортамент профілів, сумарне обтиснення за один перехід.

Щоб усунути шкідливий вплив залишкових напружень, що розтягують необхідно або їх знівелювати, або перевести в стискаючи напруги, які підвищують працездатність сталевої заготовки. З цією метою в практиці виробництва дроту застосовують два способи:

термічний і механічний. Перший полягає в низькотемпературній відпустці (при +250…+350 ^{0}C) або індукційного нагрівання поверхні дроту. Термічний спосіб, якій застосовується в промисловості, потребує значних витрат енергії. Другий має кілька різновидів, з яких найбільш раціональний є процес знакозмінної деформації з розтягуванням дроту. Проведені попередні дослідження, в тому числі й в ІЧМ НАНУ, показали, що підвищити пластичність металу можливо способом деформування профілів за схемою «розтягування – знакозмінний згин», застосував для цього, наприклад, обладнання для рихтування профілів або окалинозламувача.

Знакозмінна деформація способом «розтягування зі згином» при обробці металів тиском проводиться для досягнення різних цілей, таких, як зняття залишкових напруг (рихтування), видалення окалини, виробництво дроту або арматурного прокату розтягуванням зі згином, а також може бути використана як обробка зміцнення - знеміцнення готового прокату [5-18]. Для реалізації знакозмінної деформації найбільш простим та ефективним є роликовий згино-розтягувальний пристрій (ЗРП). Основними технологічними параметрами при виробництві металовиробів за таким способом є:

1) вихідний діаметр заготовки;
2) марка сталі;
3) вихідний рівень механічних властивостей готового прокату;
4) величина кута охоплення ролика, який здійснює згин штаби;
5) значення відношення діаметрів ролика та штаби;
6) величини зусилля протинатягу перед першим роликом.

Застосування знакозмінного вигину при виробництві профілів стрічкового типу волочінням в роликових волоках дозволить отримувати більш рівномірний напружений стан металу, а також зменшувати величину напружень, що розтягують на крайках готового профілю. Це, в свою чергу, дозволить підвищити якість готових профілів стрічкового типу. Разом з тим, для обґрунтованого вибору параметрів знакозмінного вигину необхідно знати їх вплив на величину і характер розподілу напружень по перерізу стрічки. Таким чином, дослідження впливу знакозмінного вигину на деформаційні і технологічні параметри процесу волочіння профілів стрічкового типу в роликових волоках є актуальним і дозволить комплексно вирішувати проблему забезпечення машинобудівних і приладобудівних підприємств точними профілями широкого розмірного сортаменту.

Процес холодного деформування із застосуванням згино-розтягувального пристрою ведеться з протинатягом, величина якого дорівнює зусиллю протягування заготовки через цей пристрій. Протинатяг визначає зусилля холодної деформації і потужність

приводного двигуна тягнучого пристрою, величину максимально можливої деформації за перший прохід, стійкість процесу холодної деформації та інші параметри. Працюючи з великим протинатягом можливі часті обриви прокату. Тому дуже важливо правильно розрахувати зусилля холодної деформації із застосуванням згино-розтягувальних роликових пристроїв. У зв'язку з цим провели аналіз методів розрахунку енергосилових та деформаційних параметрів процесу знакозмінної деформаційної обробки готового прокату й металовиробів.

Мета роботи. На підставі виконаного аналізу, вибрати методику для визначення енергосилових параметрів процесу протягування штаби через згино-розтягувальний пристрій.

Результати дослідження. Поточне використання згино-розтягувального пристрою (ЗРП) у процесі волочіння обумовлює появу заднього натягу на першому ролику ЗРП, який чисельно дорівнює силі протягування у роликовій волоці (рис. 1). Одночасно з іншими параметрами процесу (властивостями міцності заготовки, швидкісними та геометричними параметрами деформації), величина сили заднього натягу визначає напруження металу в поздовжньому напрямку при деформації металу в ЗРП, а також стабільність та продуктивність процесу волочіння з подальшим протягуванням через пристрій.

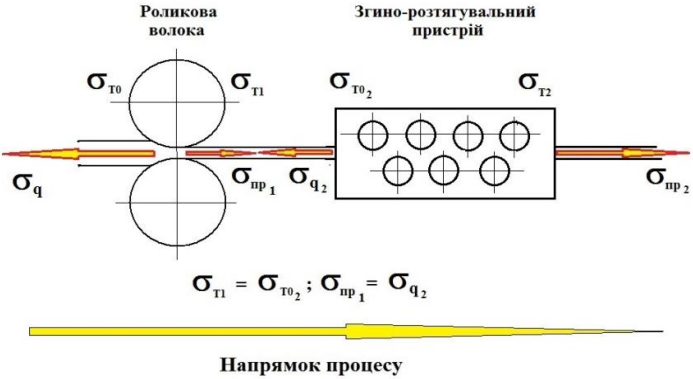


Рисунок 1 – Схема процесу волочіння в роликовій волоці поєднаного з протягуванням штаби через ЗРП.

Відомо [10], що ефективна обробка катанки в роликовому ЗРП супроводжується її відносним подовженням Δ зовнішніх шарів заготовки, який зазвичай дорівнює 6-12 %. Це впливає на величину опору металу деформації при наступному волочінні. Однак, з поля

зору дослідників випав очевидний факт зміни перерізу катанки на вході у роликову волоку, пов'язаного з ним значенням відносного подовження Δ. В результаті фактичний номінальний діаметр d_0 заготовки на вході в волоку відрізняється від діаметра $d_к$ катанки.

Чинниками, які ускладнюють теоретичне визначення величини відносного подовження Δ, є:

- зміна положення нейтральної лінії деформації в процесі згину і розгину катанки на роликах ЗРП під впливом поздовжніх напруг, що розтягують;
- невизначеність співвідношення між пластичною та пружною зонами деформаціями штаби, що виникають при цьому;
- взаємодія роликів ЗРП.

Останнє має на увазі, що сила протягування катанки через *i*-тий ролик є силою заднього натягу для (*i+1*)-го ролика. Відсутність відповідних даних призводить до неточності визначення технологічних параметрів процесу волочіння.

Облік вищезазначених чинників може бути досягнутий поетапним вирішенням наступних завдань:

- складання рівняння енергетичного балансу деформування металу в роликах ЗРП з урахуванням зазначених особливостей процесу та визначення повної сили протягування;
- визначення складової сили протягування, що пов'язана з пружно-пластичним вигином металу на роликах;
- кількісне визначення деформації катанки в роликах ЗРП з урахуванням фактичного положення нейтральної лінії деформації та кількості циклів обробки.

У роботі [16] з урахуванням зазначених особливостей було розроблено метод розрахунку силових параметрів процесу та формозміни катанки в згино-розтягувальному роликовому пристрої з комплексним урахуванням взаємної залежності механічних властивостей, температури, ступеня деформації та сили протягування металу.

Для розрахунку силових параметрів та формозміни процесу деформації штаби в згино-розтягувальному роликовому пристрої за основу прийняли метод розроблений у роботі [16].

Основні положення, які були розроблені у роботі [16], для випадку деформації штаби в згино-розтягувальному роликовому пристрої будуть мати наступний вигляд.

Сумарна сила $Q_{\Sigma i}$ протягування штаби між 1...*i* ($I = 1 \cdot n$) послідовними роликами *n*-роликового пристрою визначається (рис. 2) за формулою:

$$Q_{\Sigma i} = \sum_{1}^{i} Q_{1i} + Q_0, \qquad (1)$$

де Q_0 – сила заднього натягу для першого ролика; Q_{1i} – сила протинатягу штаби через *i*-тий ролик, яка визначається трьома складовими та враховує місце їх формування і фізичне походження (пружно-пластичний згин заготовки на ролику, тертя на контакті заготовки з поверхнею ролика і тертя у підшипнику ролика):

$$Q_{1i} = 2 \cdot Q_{(y-n)i} \cdot \frac{\rho_{\partial i}}{\rho_{cpi}} + f \cdot P_i \cdot \frac{R_p}{\rho_{cpi}} + f_n \cdot P_i \cdot \frac{d_ц}{2 \cdot \rho_{cpi}} \cdot \qquad (2)$$

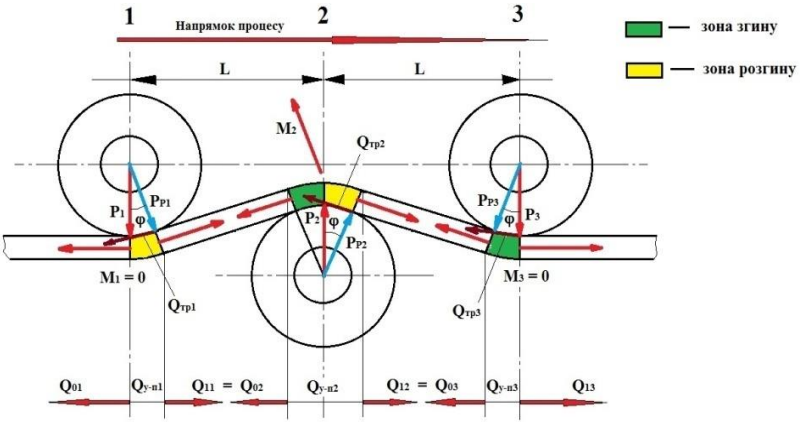


Рисунок 2 – Схема дії сил при деформації штаби у трироликовому ЗРП.

Пружно-пластична складова сили протяжки складається з виразу:

$$Q_{(y-n)} = \frac{4}{3} \cdot \frac{\sigma_{Ti}^2}{E \cdot k_i \cdot h_{pi}} \cdot \left\{ \sqrt{\left[\left(\frac{h_{pi}}{2} \right)^2 - \left(y_{0i} + c_{0i} \right)^2 \right]^3} + \sqrt{\left[\left(\frac{h_{pi}}{2} \right)^2 - \left(y_{0i} - c_{0i} \right)^2 \right]^3} \right\} -$$

$$- \frac{\sigma_{Ti}^2}{E} \cdot \left\{ \begin{array}{l} F_i - \left(y_{0i} + c_{0i} \right) \cdot \sqrt{\left(\frac{h_{pi}}{2} \right)^2 - \left(y_{0i} + c_{0i} \right)^2} - \left(\frac{h_{pi}}{2} \right)^2 \cdot \arcsin \frac{2 \cdot \left(y_{0i} + c_{0i} \right)}{h_{pi}} - \\ - \left(y_{0i} - c_{0i} \right) \cdot \sqrt{\left(\frac{h_{pi}}{2} \right)^2 - \left(y_{0i} + c_{0i} \right)^2} - \left(\frac{h_{pi}}{2} \right)^2 \cdot \arcsin \frac{2 \cdot \left(y_{0i} - c_{0i} \right)}{h_{pi}} \end{array} \right\} + \qquad (3)$$

$$+ \frac{2}{3} \cdot \frac{\sigma_{Yi}^2}{E \cdot y_{0i}} \cdot \left\{ 2 \cdot \sqrt{\left[\left(\frac{h_{pi}}{2} \right)^2 - c_{0i}^2 \right]^3} - \sqrt{\left[\left(\frac{h_{pi}}{2} \right)^2 - \left(y_{0i} + c_{0i} \right)^2 \right]^3} - \sqrt{\left[\left(\frac{h_{pi}}{2} \right)^2 - \left(y_{0i} - c_{0i} \right)^2 \right]^3} \right\},$$

де $y_{0i} = \frac{k_i \cdot h_{pi}}{2}$ – координата границі зон пружної та пластичної деформации заготовки на *i*-тому ролику; $k_i = \frac{2 \cdot \sigma_{Ti}}{E \cdot h_{pi}} \cdot \rho_{\partial i}$ – коефіцієнт

пружної зони деформації [19]; $h_{pi} = \frac{h_0}{\sqrt{\mu_{\Sigma pi}}}$ – висота штаби після *i*-того ролика; h_0 – вихідна висота штаби; $\mu_{\Sigma pi}$ – сумарний коефіцієнт витяжки металу після *i*-того ролика; σ_{Ti} – границя плинності металу; E – модуль пружності І-ого роду (модуль Юнга), Н/мм^2; $c_{0i} = \rho_{cpi} - \rho_{\partial i}$ – зміщення нейтральної осі деформації відносно серединної лінії профілю.

Сила P_i радіального впливу штаби на ролик з урахуванням аналізу, виконаного в роботі [17], визначається за формулою:

$$P_i = \left(Q_{1\Sigma i} + Q_{1\Sigma(i-1)}\right) \cdot \sin\varphi, \qquad (4)$$

де $Q_{1\Sigma(i-1)} = Q_{0i}$ – сила заднього натягу штаби на *i*-тому ролику.

Відповідно до [20] згин штаби в її поздовжньому перерізі характеризують: серединна лінія з радіусом $\rho_{ср.}$, нейтральна лінія напружень з радіусом $\rho_н$, нейтральна лінія деформації з радіусом $\rho_д$, внутрішній і зовнішній діаметри r_B і R_H відповідно (рис. 3).

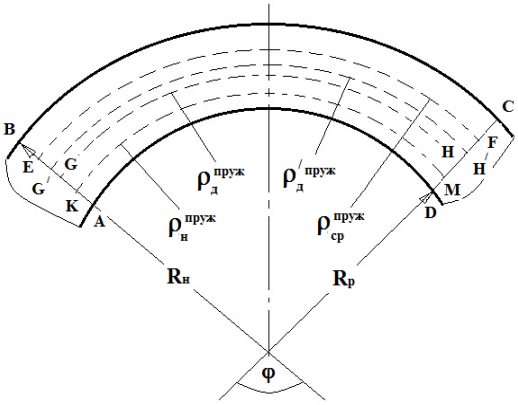


Рисунок 3 – Характерні лінії повздовжнього перерізу при згину заготовки на ролику пристрою.

Характерні радіуси згину визначаємо за формулами:

ρ_{CPi}– радіус серединної лінії профілю заготовки на ролику з радіусом R_p:

$$\rho_{cpi} = R_p + \frac{h_{pi}}{2}; \qquad (5)$$

$\rho_{\partial i}$– радіус нейтральної лінії деформації:

$$\rho_{\partial i} = \frac{\rho_{ni} + \rho_{cpi}}{2}; \tag{6}$$

ρ_{ni}– радіус нейтральної лінії напружень:

$$\rho_{ni} = \sqrt{\frac{R_p \cdot \left(R_p + h_{pi}\right)}{2 \cdot \exp\left(\frac{Q_{1i} + Q_{0i}}{2 \cdot h_{pi} \cdot \beta \cdot \sigma_{Ti} \cdot R_p}\right)}}, \tag{7}$$

де Q_{0i} – сила заднього натягу на *i*-тому ролику.

Усі характерні радіуси згину визначають з урахуванням коефіцієнта k_{yi} пружної віддачі штаби на ролику, який згідно з [19] приймали рівним:

$$k_{yi} = \frac{L}{\rho_{cp\,i}} \cdot \left(1 - \frac{4 \cdot R_p \cdot Q_{\Sigma i}}{\pi \cdot h_{pi}^3 \cdot \sigma_{Ti}}\right) \cdot \left(1 + 3 \cdot \frac{\sigma_{Ti} \cdot \rho_{cpi}}{E \cdot h_{pi}}\right), \tag{8}$$

де L – відстань між осями сусідніх роликів пристрою в напрямку протягування.

Особливістю вигину (згину і розгину) є те, що положення нейтральної лінії деформації не постійне. Вона зміщується одночасно із залученням у процес формозміни все нових обсягів металу з моменту початку деформації до її кінця. Причому вихідні обсяги металу накопичують деформацію в процесі всього циклу вигину, а обсяги на нейтральній лінії напружень практично не деформуються.

Тому середній ступінь деформації $\varepsilon_з$ при згині визначають як відношення половині зміщеної площі GEFH до площі ABCD перерізу штаби в секторі φ (див. рис. 3):

$$\varepsilon_{зi} = \frac{\left(\rho_{cpi}^{пруж} - \rho_{\partial i}^{пруж}\right) \cdot \rho_{\partial i}^{пруж}}{2 \cdot h_{зi} \cdot \rho_{cpi}^{пруж}}, \tag{9}$$

де $h_{зi} = \frac{h_0}{\sqrt{\mu_{\Sigma зi}}}$ – висота штаби після згину на *i*-тому ролику (рис. 4);

$\mu_{\Sigma зi}$ – сумарний коефіцієнт витяжки металу після згину на *i*-тому роликуз урахуванням історії деформування на попередніх роликах (рис. 4).

Аналогічно (9) деформація $\varepsilon_р$ при розгині визначається як відношення половини зміщеної площ GG′H′H до площі ABCD перерізу штаби в секторі φ (див. рис. 3):

$$\varepsilon_{р1} = \frac{\left(\rho_{\partial i}'^{пруж} - \rho_{\partial i}^{пруж}\right) \cdot \rho_{\partial i}^{пруж}}{2 \cdot h_{pi} \cdot \rho_{cpi}^{пруж}}, \tag{10}$$

де $h_{p1} = \frac{h_0}{\sqrt{\mu_{\Sigma p1}}}$ – висота штаби після розгину на *i*-тому ролику (рис. 4); $\mu_{\Sigma ci}$ – сумарний коефіцієнт витяжки металу після *розгину* на *i*-тому ролику з урахуванням історії деформування на попередніх роликах (рис. 4); $\rho'^{пруж}_{\partial i}$ - радіус нейтральної лінії деформації при розгині штаби згідно [21] визначається за формулою:

$$\rho'^{пруж}_{\partial i} = \rho^{пруж}_{cpi} - \frac{h_{pi}}{4} \cdot \frac{\sigma_{pi}}{\beta\sigma_{Ti}} \cdot \qquad (11)$$

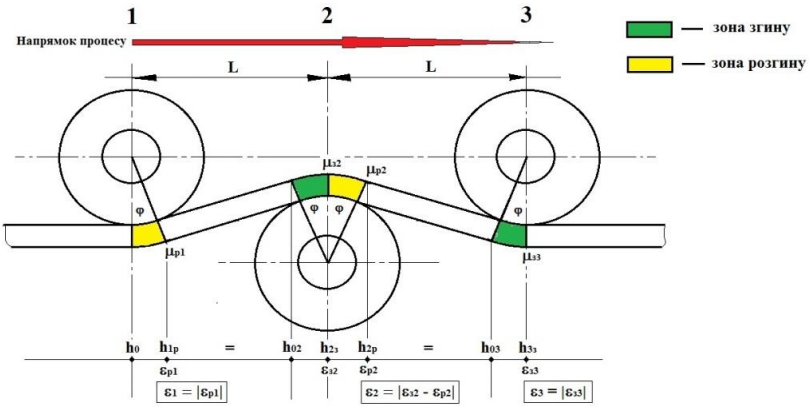


Рисунок 4 – Схема деформації штаби у трироликовому ЗРП.

Результуючу деформацію штаби після її згину-розгину на ролику згідно [21] визначають як різницю:

$$\varepsilon_i = \left|\varepsilon_{ci} - \varepsilon_{pi}\right|. \qquad (12)$$

Розрахунок зміцнення металу при його обробці за схемою «розтягування – знакозмінний вигин», за даними роботи [22], повинен враховувати такі основні фактори:

- деформація подовження здійснюється переважно поза контактом із роликами, тобто на ділянках між направляючими роликами та роликами, які працюють на згин;
- залишкова деформація (подовження прокату) залежить від напруги розтягування, а так само від утворених у ході деформації додаткових напруг та співвідношення величин моментів вигину зон стиснення та розтягування;
- накопичена пластична деформація суттєво більша від залишкової деформації за рахунок згину з подальшим розгином прокату;

- зміцнення металу необхідно розраховувати за величиною накопиченої, а не залишкової деформації.

Основними параметрами процесу «розтяг - знакозмінний вигин», за даними роботи [22], що впливають на механічні властивості металу є:

- протинатяг перед першим роликом (Q_0),
- кут охоплення роликів (φ),
- відношення діаметра роликів до діаметра (висоти) прокату (D/d або D/h).

Розрахунок зміни границі плинності представлений у роботі [16] не враховує усі основні фактори, перераховані вище.

В роботі [23] авторами був проведений аналіз впливу різних факторів на зміну механічних властивостей арматурного прокату у процесі «розтягування – знакозмінний вигин», який дозволив запропонувати наступні залежності для розрахунку властивостей міцності:

$$\sigma_{T.1} / \sigma_{T.0} = (1 + 650 \cdot \varepsilon_u^{0,5} / \sigma_{T.0}) \cdot K_{ИЗТ}; \quad (13)$$

$$\sigma_{B.1} / \sigma_{B.0} = (1 + 500 \cdot \varepsilon_u^{0,76} / \sigma_{B.0}) \cdot K_{ИЗВ}; \quad (14)$$

де коефіцієнти $K_{ИЗТ}$, $K_{ИЗВ}$ залежать від сумарного ступеня деформації вигином і параметрів процесу знакозмінного вигину (протинатягу перед першим роликом, кута охоплення роликів, відношення діаметра роликів до діаметра прокату).

На основі даних про вплив сумарного ступеня деформації знакозмінним вигином (без суттєвої деформації розтягуванням) на зміну механічних властивостей прокату, отриманих авторами роботи [23] при виконанні промислових та лабораторних експериментів, для орієнтовних розрахунків рекомендується приймати значення зазначених коефіцієнтів, наведені в таблиці1.

Таблиця 1 – Значення коефіцієнтів корекції механічних властивостей металу після обробки знакозмінним вигином.

Стан прокату	Показник	Значення коефіцієнтів корекції залежно від ступеня деформації знакозмінним вигином						
		0,05	**0,10**	**0,15**	**0,20**	**0,25**	**0,30**	**0,35**
зміцнений деформацією	σ_T	0,99	0,98	0,99	1,00	0,99	0,98	0,95
	σ_B	0,98	0,95	0,95	0,95	0,95	0,94	0,93
не зміцнений деформацією	σ_T	1,02	1,03	1,035	1,035	1,025	1,00	0,98
	σ_B	1,01	1,01	1,02	1,02	1,02	1,01	0,99

Наведені значення коефіцієнтів враховують експериментально встановлені закономірності, які полягають у тому, що за відсутності наклепу вихідної заготовки на першій стадії її деформування знакозмінним вигином відбувається зміцнення металу, хоча й меншою

мірою, ніж при деформації розтягуванням або прокаткою. Однак, по мірі накопичення дислокацій, створюються умови для зниження границі міцності та збільшення пластичних властивостей металу.

Таким чином, для розрахунку зміни границі плинності металу у процесі деформації штаби у роликовому ЗРП приймаємо метод представлений у роботі [23].

На підставі вище наведених основних положень розглянутих методик визначення енергосилових параметрів процесу деформування в ЗРП в подальшому буде розроблено алгоритм та математична модель для розрахунку силових параметрів та параметрів формозміни процесу протягування штаби через згино-розтягувальний пристрій. Математична модель для розрахунку енергосилових параметрів та параметрів формозміни процесу протягування штаби через ЗРП дозволить проводити обґрунтований вибір параметрів знакозмінного вигину штаби.

Висновки

1. В результаті аналізу визначена методика розрахунку силових параметрів процесу та формозміни катанки в згино-розтягувальному роликовому пристрої з комплексним урахуванням взаємної залежності ступеня деформації, сили протягування металу.
2. В якості методики визначення зміни механічних властивостей у процесі деформації штаби у роликовому згино-розтягувальному пристрої прийняли методику, яку розробили раніше в ІЧМ НАНУ.
3. Обрані методики слугують у подальшому для розробки математичної моделі розрахунку енергосилових параметрів та параметрів формозміни процесу протягування штаби через згино-розтягувальний пристрій, що дозволить проводити обґрунтований вибір параметрів знакозмінного вигину штаби.

Перелік посилань

1. Гулько В. И., Войцеховский В. А., Григорьев А. К. *Производство профилей и проволоки в роликовых волоках*. Ижевск : Удмуртия, 1989. – 67 с.
2. Красавин Б. Н., Бояршинов М. И., Поляков М. Г. Использование роликовых волок за рубежом. *Информация. Серия 9 «Метизное производство»*. М. : ЦНИИЧермет, 1971. № 2. С. 11-16.
3. Повышение эффективности процессов волочения в роликовых волоках / А. В. Выдрин, А. А. Штерн, Ю. Н. Попов, Б. В. Баричко // *Труды пятого конгресса прокатчиков*. М. : Черметинжиринг, 2004. С. 385-387.
4. Храмков В. Е., Штерн А. А., Яковлева К. Ю. К вопросу проектирования роликовых волок со смещенными парами роликов. *Вестник ЮУрГУ. Серия «Металлургия»*. 2015. Т. 15. № 4. С. 128-134.
5. Тарнавский А. Л. Силовые условия волочения с использованием роликовых окалиноломателей. *Сталь*. 1965. № 2. С. 182-184.
6. Юхвец И. А. *Волочильное производство*. Ч. 1. М. : Металлургия, 1965.

374 с.

7. Недовизий И. Н., Петрухин С. И., Комаров А. Г. *Совмещение процессов производства проволоки*. М. : Металлургия, 1979. 224 с.

8. Шумилин И. М. Волочение стальной проволоки с применением механического удаления окалины. *Производство промышленных металлических изделий: сб. ВНИИметиз*. М. : Металлургия, 1967. № 1. С. 129-148.

9. Должанский А. М., Ломов И. Н., Клюев Д. Ю. Эффективность использования механического удаления окалины при волочении стальной катанки. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2000. № 3. С. 60-61.

10. Коковихин Ю. И. *Технология сталепроволочного производства*. К. : Техника, 1995. 608 с.

11. Битков В. В. *Технология и машины для производства проволоки* Екатеринбург : УрО РАН, 2004. 344 с.

12. Радионова Л. В., Харитонов В. А., Сафонов Е. В. *Волочение высокоуглеродистой проволоки с применением знакопеременного изгиба*. Магнитогорский государственный технический университет. Магнитогорск, 2001. – 10 с. Деп. в ВИНИТИ 22.08.2001, №1892-В2001.

13. Киреев И. Н. Подготовка катанки к волочению с предварительной ломкой окалины. *Сталь*. 1968. № 3. С. 281-282.

14. Ломов И. Н. Разработка и освоение эффективной технологии сухого волочения стальной катанки после механического удаления окалины: дис. … канд. техн. наук: 05.03.05. Днепропетровск, 2003. 142 с.

15. Залазинский А. Г., Битков В. В. Расчет усилия протягивания катанки через ролики окалиноломателя. *Сталь*. 1995. № 8. С. 54-56.

16. Метод расчета параметров бесфильерного волочения стальной катанки в роликовом окалиноломателе / А. М. Должанский, О. Б. Ломова, О. С. Ермакова [и др.] // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2008. № 2. С. 53-57.

17. Должанский А. М., Ломов И. Н., Ломова О. Б. Определение температуры при протяжке катанки через роликовый окалиноломатель. *Теория и практика металлургии*. 2007. № 6. С. 40-45.

18. Радионова Л. В. Математическое моделирование знакопеременной деформации изгибом в многороликовом устройстве. *Изв. Вузов. Черная металлургия*. 2013. № 9. С. 62-66.

19. Королев А. А. *Конструкция и расчет машин механизмов прокатных станов*. М. : Металлургия, 1985. 376 с.

20. Сторожев М. В., Попов Е.А. *Теория обработки металлов давлением*. М. : Машиностроение, 1971. 424 с.

21. Должанский А. М., Ермакова О. С. Деформация катанки в роликовом окалиноломателе. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2006. № 1. С. 58-61.

22. Харитонов В. А., Иванцов А. Б., Харитонов В. А. Обработка бунтовой арматурной стали по схеме «растяжение – знакопременный изгиб» (теория, технология, оборудование. *Металлург*. 2010. № 4. С. 29-33.

23. Разработка сквозных технологий производства горяче- и холоднодеформированного арматурного проката, обеспечивающих повышение пластичности при заданном уровне прочности: отчет о НИР (закончен.):

ПС.015.12 / ИЧМ НАНУ; рук. Воробей С.А.; исполн: Раздобреев В.Г. [и др.]. – Днепропетровск, 2016. – 275 с. – № госрегистрации 0112U360.

References

1. Gul'ko, V. I., Voytsekhovskiy, V. A., & Grigor'yev, A. K. (1989). *Proizvodstvo profiley i provoloki v rolikovykh volokakh*. Udmurtia

2. Krasavin, B. N., Boyarshinov, M. I., & Polyakov, M. G. (1971). Ispol'zovaniye rolikovykh volok za rubezhom. *Hardware production*, 2, 11-16

3. Vydrin, A. V., Shtern, A. A., Popov, Yu. N., & Barichko, B. V. (2004). Povysheniye effektivnosti protsessov volocheniya v rolikovykh volokakh, *Trudy pyatogo kongressa prokatchikov*, Moskva, Chermetinzhiring

4. Khramkov, V. E., Stern, A. A., & Yakovleva K. Yu. (2015). K voprosu proyektirovaniya rolikovykh volok so smeshchennymi parami rolikov. *Vestnik SUSU*, 15(4), 128-134

5. Tarnavskiy, A. L. (1965). Silovyye usloviya volocheniya s ispol'zovaniyem rolikovykh okalinolomateley. *Steel*, 2, 182-184

6. Yukhvets, I. A. (1965). *Volochil'noye proizvodstvo: Ch. 1*. Metallurgiya

7. Nedoviziy, I. N., Petrukhin, S. I., & Komarov, A. G. (1979). *Sovmeshcheniye protsessov proizvodstva provoloki*. Metallurgiya

8. Shumilin, I. M. (1967). Volocheniye stal'noy provoloki s primeneniyem mekhanicheskogo udaleniya okaliny. *Manufacturing of industrial metal products*, 1, 129-148

9. Dolzhanskiy, A. M., Lomov, I. N., & Klyuyev, D. Yu. (2000). Effektivnost' ispol'zovaniya mekhanicheskogo udaleniya okaliny pri volochenii stal'noy katanki. *Metallurgical and mining industry*, 3, 60-61

10. Kokovikhin, Yu. I. (1995). *Tekhnologiya staleprovolochnogo proizvodstva*. Tekhnika

11. Bitkov, V. V. (2004). *Tekhnologiya i mashiny dlya proizvodstva provoloki*. UrO RAN

12. Radionova, L. V., Kharitonov, V. A., & Safonov, Ye. V. (2001). Volocheniye vysokouglerodistoy provoloki s primeneniyem znakoperemennogo izgiba. *Magnitogorsk State Technical University*, 1-10

13. Kireyev, I. N. (1968). Podgotovka katanki k volocheniyu s predvaritel'noy lomkoy okaliny. *Steel*, 3, 281-282

14. Lomov, I. N. (2003). *Development and mastery of effective technology for dry drawing of steel wire rod after mechanical descaling* (Masters dissertation). National Metallurgical Academy of Ukraine, Dnepropetrovsk

15. Zalazinskiy, A. G., & Bitkov, V. V. (1995). Raschet usiliya protyagivaniya katanki cherez roliki okalinolomatelya. *Steel*, 8, 54-56

16. Dolzhanskiy, A. M., Lomova, O. B., Yermakova, O. S., & Lomov, I. N. (2008). Metod rascheta parametrov besfil'yernogo volocheniya stal'noy katanki v rolikovom okalinolomatele. *Metallurgical and mining industry*, 2, 53-57

17. Dolzhanskiy, A. M., Lomov, I. N., & Lomova, O. B. (2007). Opredeleniye temperatury pri protyazhke katanki cherez rolikovyy okalinolomatel'. *Theory and practice of metallurgy*, 6, 40-45

18. Radionova, L. V. (2013). Matematicheskoye modelirovaniye znakoperemennoy deformatsii izgibom v mnogorolikovom ustroystve

[Mathematical modeling of alternating bending deformation in a multi-roller device]. *Izv. Universities. Ferrous metallurgy*, 9, 62-66

19. Korolev, A. A. (1985). *Konstruktsiya i raschet mashin mekhanizmov prokatnykh stanov*. Metallurgiya

20. Storozhev, M. V., & Popov Ye. A. (1971). *Teoriya obrabotki metallov davleniyem*. Mashinostroyeniye

21. Dolzhanskiy, A. M., & Yermakova, O. S. (2006). Deformatsiya katanki v rolikovom okalinolomatele. *Metallurgical and mining industry*, 1, 58-61

22. Kharitonov, V. A., Ivantsov, A. B., & Kharitonov, V. A. (2010). Obrabotka buntovoy armaturnoy stali po skheme «rastyazheniye – znakopremennyy izgib» (teoriya, tekhnologiya, oborudovaniye). *Metallurgist*, 4, 29-33

23. Vorobey, S. A. (2016). *Razrabotka skvoznykh tekhnologiy proizvodstva goryache- i kholodnodeformirovannogo armaturnogo prokata, obespechivayushchikh povysheniye plastichnosti pri zadannom urovne prochnosti*. 0112U360: Iron and Steel Institute of Z.I. Nekrasov National Academy of Science of Ukraine, National Academy of Science of Ukraine

V. G. Razdobreev[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7402-7992
I. Yu. Prykhodko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Head of Department, ORCID 0000-0001-5651-8106
K. Yu. Kluychnikov[1], Junior Researcher, ORCID 0000-0003-2465-3244
D. G. Palamar[1], Junior Researcher, ORCID 0000-0002-9503-3248
A. I. Leshchenko[1], Junior Researcher, ORCID 0000- 0003-1877-8358

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

CHOICE OF THE METHOD OF DETERMINING THE ENERGY-FORCE PARAMETERS OF THE PROCESS OF DRAWN OF THE STACK THROUGH A BENDING-TENSIONING DEVICE

Abstract. In the practice of manufacturing metal products, shaped profiles of a complex configuration, including thin-walled, strip and periodic cross-section profiles, play a special role. High-quality, high-precision shaped profiles with different ratio of the width to the height of the tape, which are produced in small-tonnage batches abroad and are widely used in machine-building, instrument-building, aircraft-building and other industries. In Ukraine, the production of high-precision shaped profiles is extremely limited, and the production of strip-type profiles is completely absent. Tape-type shaped profiles are usually produced by cold deformation on drawing, flattening or sheet-rolling mills. The use of drawing in roller drawing in comparison with cold rolling and flattening has higher technological flexibility, does not require large capital costs for the organization of production. Compared to traditional drawing with the use of monolithic drags, the drawing process in roller drags has the following advantages: lower energy consumption; higher permissible deformation per pass; higher homogeneity of product properties, expensive drawing lubricants are not used, additional special metal preparation operations for drawing are not carried out (phosphating, oxalate, copper plating, brown coating, etc.). The main drawback of the roller drag method is

the presence of traction force. Tensions that stretch the profile in combination with a decrease in plasticity of the metal during the drawing process can lead to the destruction of the rolled product. In order to eliminate the harmful effects of residual tensile stresses, it is necessary to either eliminate them or convert them into compressive stresses that increase the workability of the steel billet. For this purpose, two methods are used in the practice of wire production: thermal and mechanical. The thermal method used in industry requires significant energy consumption. The mechanical method has several varieties, of which the most rational is the process of sign-changing deformation with wire stretching in a bending-stretching device. The process of cold deformation with the use of a bending-stretching device is carried out with a counter-tension, the value of which is equal to the effort of drawing the workpiece through this device. The counter-tension determines the force of cold deformation and the power of the drive motor of the traction device, the value 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. Therefore, it is very important to correctly calculate the force of cold deformation using bending and stretching roller devices. The purpose of the work: on the basis of the performed analysis, to choose a technique for determining the energy parameters of the process of drawing the staffs through the bending and stretching device. As a result of the analysis, the method of calculating the force parameters of the process and the change in shape of the wire rod in the bending-stretching roller device with comprehensive consideration of the mutual dependence of the degree of deformation, the tensile strength of the metal, and the changes in mechanical properties during the deformation process was determined. The headquarters in the roller bending-tension device adopted the methodology that was developed earlier in the ISI of the National Academy of Sciences of Ukraine. The chosen methods serve in the future for the development of a mathematical model for calculating energy parameters and shape change parameters of the process of stretching the staffs through the bending-stretching device, which will allow for a reasonable choice of the parameters of the sign-changing bending of the staffs.

Key words: method of determining power parameters, sign-changing deformation with stretching, tape type profiles, mechanical properties, bending and stretching roller device.

For citation: Razdobreev, V. G., Prykhodko, I. Yu., Kluychnikov, K. Yu., Palamar, D. G., & Leshchenko, A. I. (2023). Choice of the method of determining the energy-force parameters of the process of drawn of the stack through a bending-tensioning device. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 358-373. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-358-373

Стаття надійшла до редакції збірника 20.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-374-388
УДК 691.735:621.893

О. І. Бабаченко[1], д.т.н., с.н.с., директор, ORCID:0000-0002-2869-3478
Г. А. Кононенко[1], д.т.н., ст. дослідник, ORCID 0000-0001-7446-4105
Є. М. Рибалка[1], керівник відділу стандартизації
Р. В. Подольський[1], Ph. D. (Tech.), н.с., ORCID 0000-0002-0288-0641
О. А.Сафронова[1], м.н.с., аспірантка, ORCID 0000-0002-4032-4275
О. Л. Сафронов[1], м.н.с.

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

РОЗРОБКА РЕКОМЕНДАЦІЙ ЩОДО ТЕХНІЧНИХ ВИМОГ ДЛЯ НОВОГО НАЦІОНАЛЬНОГО СТАНДАРТУ НА ЗАЛІЗНИЧНІ КОЛЕСА

Анотація. У теперішній час в Україні є чинним ДСТУ ГОСТ 10791:2016, що нормує технічні вимоги щодо суцільнокатаних залізничних коліс. З 1 січня 2024 року ян національний методом підтвердження буде чинним ДСТУ EN 13262:2022 (EN 13262:2020, IDT) «Залізниці. Колісні пари та візки. Колеса. Вимоги до продукції» (Railway applications. Wheelsets and bogies. Wheels. Product requirement). Разом з тим, основний національний споживач вагонних коліс має інфраструктуру, яка протягом багатьох десятиріч будувалася та експлуатувалася з урахуванням профілю та показників якості залізничних коліс, виготовлених відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791 «Колеса суцільнокатані. Технічні вимоги» (ГОСТ 10791, IDT). На сьогодні основний вітчизняний споживач технічно не готовий перейти на застосування коліс відповідно до європейських нормативних документів, але при цьому вимоги ДСТУ ГОСТ 10791 є морально і технічно застарілими і не відповідають сучасному рівню складності умов експлуатації та значно підвищеному фактичному рівню якості залізничних коліс. Мета дослідження – розроблення рекомендацій щодо основних технічних вимог нового національного стандарту до залізничних коліс вагонних, які відповідають сучасному етапу розвитку техніки та технологій за результатами співставного аналізу вимог ДСТУ ГОСТ 10791:2016, міжнародного стандарту ГОСТ 10791-2011 та європейського стандарту EN 13262:2020 щодо основних показників якості залізничних коліс: механічні властивості, хімічний склад, забрудненість неметалевими включеннями та структурний стан сталей для залізничних коліс. Відповідно ДСТУ 1.2:2015 «Національна стандартизація. Правила проведення робіт з національної стандартизації», який регламентує порядок розроблення, узгодження, затвердження, розповсюдження, перевірки, перегляду, зміни та скасування стандартів, було розроблено першу редакцію проекту нового національного стандарту ДСТУ «КОЛЕСА ДЛЯ РУХОМОГО СКЛАДУ ЗАЛІЗНИЦЬ. Технічні умови» на заміну ДСТУ ГОСТ 10791:2016 «Колеса цельнокатаные. Технические условия».

Ключові слова: залізничні колеса, національний стандарт, хімічний склад, механічні властивості.

Посилання для цитування: Розробка рекомендацій щодо технічних вимог для нового національного стандарту на залізничні колеса / О. І. Бабаченко, Г. А. Кононенко, Є. М. Рибалка, Р. В. Подольський, О. А. Сафронова, О. Л. Сафронов // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 374-388. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-374-388

Стан питання. Метою стандартизації в Україні є забезпечення безпеки для життя та здоров'я людини, тварин, рослин, а також майна та охорони довкілля, створення умов для раціонального використання всіх видів національних ресурсів та відповідності об'єктів стандартизації своєму призначенню, сприяння усуненню технічних бар'єрів у торгівлі.

Мета національної стандартизації – це встановлення положень, що забезпечують відповідність об'єкта стандартизації своєму призначенню та безпечність його для життя, здоров'я, майна людей, збереження тварин і рослин, охорону природного довкілля, що створює умови для раціонального використання всіх видів національних ресурсів, і сприяє усуненню технічних бар'єрів у торгівлі та підвищує конкурентоспроможність продукції, робіт та послуг до рівня розвитку науки, техніки і технологій. Мети національної стандартизації досягають розробляючи, упроваджуючи та засновуючи НД.

У теперішній час в Україні є чинним ДСТУ ГОСТ 10791:2016, що нормує технічні вимоги щодо суцільнокатаних залізничних коліс. У 2021 році Міждержавною радою з стандартизації, метрології та сертифікації прийнято Зміну №1 до ГОСТ 10791-2011 «Колеса цельнокатаные. Технические условия». За прийняття Зміни № 1 проголосували національні органи з стандартизації наступних держав: Вірменія, Білорусь, Казахстан, Росія, Таджикистан, Узбекистан. Національним органом сертифікації України ця Зміна 1 не була прийнята методом підтвердження. Та на порядку денному постало питання необхідності розробки національного стандарту на даний вид металопродукції.

Відповідно до наказу №285 від 28.12.2022 Державного підприємства «Український науково-дослідний і навчальний центр проблем стандартизації, сертифікації та якості», яке виконує функції національного органу стандартизації, було прийнято 20268 європейських нормативних документів CEN/CENELEC як національних нормативних документів методом підтвердження. Серед цих документів є ДСТУ CEN/TS 15718:2022 (CEN/TS 15718:2011, IDT) «Залізниці. Колісні пари та візки. Вимоги до продукції для литих коліс» (Railway applications – Wheelsets and bogies – Product requirements for cast wheels), та ДСТУ EN 13262:2022 (EN 13262:2020, IDT) «Залізниці. Колісні пари та візки. Колеса. Вимоги до продукції» (Railway

applications. Wheelsets and bogies. Wheels. Product requirement). Разом з тим, основний національний споживач вагонних коліс має інфраструктуру, яка протягом багатьох десятиріч будувалася та експлуатувалася з урахуванням профілю та показників якості залізничних коліс, виготовлених відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791 «Колеса суцільнокатані. Технічні вимоги» (ГОСТ 10791, IDT). На сьогодні основний вітчизняний споживач технічно не готовий перейти на застосування коліс відповідно до європейських нормативних документів, але при цьому вимоги ДСТУ ГОСТ 10791 є морально і технічно застарілими і не відповідають сучасному рівню складності умов експлуатації та значно підвищеному фактичному рівню якості залізничних коліс. Крім того, сучасний рівень розвитку технологій дозволяє виготовляти залізничні колеса не лише способом гарячої пластичної деформації, а й різними способами високоякісного лиття.

Мета роботи: розроблення рекомендацій щодо основних технічних вимог нового національного стандарту до залізничних коліс вагонних, які відповідають сучасному етапу розвитку техніки та технологій.

Методика дослідження: Аналітичні дослідження виконувались шляхом співставного аналізу вимог ДСТУ ГОСТ 10791:2016, міжнародного стандарту ГОСТ 10791-2011 та європейського стандарту EN 13262:2020 щодо основних показників якості залізничних коліс.

Результати. Основні механічні властивості, хімічний склад, забрудненість неметалевими включеннями та структурний стан сталей для залізничних коліс – є основними показниками, що визначають сферу їх застосування та їх рівень якості.

Хімічний склад сталей. При співставному аналізі вимог ДСТУ ГОСТ 10791:2016, міжнародного стандарту ГОСТ 10791-2011 зі Зміною 1 та EN 13262:2020 щодо основних технічних вимог для залізничних вагонних коліс встановлено, що вимоги ДСТУ ГОСТ 10791:2016 та міжнародного стандарту ГОСТ 10791-2011 зі Зміною 1 співпадають. При порівнянні цих вимог з відповідними у EN 13262:2020 встановлено, що хімічний склад сталей у ДСТУ ГОСТ 10791:2016 має обмеження щодо вмісту основних та мікролегуючого хімічних елементів (C, Mn, Si, V) в певному інтервалі, а EN 13262:2020 обмежує лише максимальний вміст елементів. Внаслідок цього, сталь з меншим вмістом елементу формально буде відповідати за хімічним складом маркам з більшим припустимим вмістом елементу.

З рисунку 1 можна бачити, що максимально припустимий вміст вуглецю у EN 13262:2020 поступово збільшується зі збільшенням номеру марки сталі. Вміст вуглецю в сталях відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 є максимальним для сталі марки Т, мінімальним для сталі марки 1, є певний інтервал значень (більше 0,52 та до 0,55%, мас) між

маркою 1 і маркою 2, сталь з таким вмістом вуглецю не є ні маркою 1, ні маркою 2. Сталь марки Л містить 0,48-0,54 %, мас. вуглецю, тобто за вмістом цього елементу є близькою до сталі марки 1. При порівнянні вимог ДСТУ ГОСТ 10791:2016 та EN 13262:2020 щодо вмісту вуглецю в сталях, можна зазначити, що частково перекриваються припустимі інтервали для марок 1, Л, на малій ділянці марка 2 зі сталями відповідно до EN 13262:2020. Вміст вуглецю у сталі марки Т та значною мірою марки 2 за ДСТУ ГОСТ 10791:2016 перевершує припустимий рівень вмісту вуглецю в сталях відповідно до EN 13262:2020.

Вміст марганцю в сталях відповідно до EN 13262:2020 практично однаковий для марок ER6, ER7, ER8, ER9, відрізняється лише вміст марганцю в сталі марки ERS8. Введення нового матеріалу ERS8 відбулося в останній редакції стандарту EN 13262, як матеріал, який може забезпечити підвищену стійкість до втоми контакту (RCF). Марка сталі ERS8 введена як оптимізація марок сталі ER8 і ER9 внаслідок контактної втоми (RCF), беручи до уваги відомості з експлуатації в Європі, наприклад, BS 5892-3, що діє, у Сполученому Королівстві. У сталях відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 вміст марганцю є меншим та на близькому рівні з європейськими марками для сталей марки 2 та Т. Для сталей марки 1 та Л мінімальний припустимий вміст марганцю відповідає максимальному для ER7, ER8, ER9, а максимальний припустимий рівень для марки 1 і Л навіть більший за максимальний рівень у сталі марки ERS8.

Відповідно до вимог EN 13262:2020 щодо вмісту кремнію можна бачити з рис. 1, що принциповий підхід до визначення обмежень вмісту елементу аналогічний до вмісту марганцю: однаковий для марок ER6, ER7, ER8, ER9 (до 0,4%, мас.), відрізняється лише максимальний вміст кремнію в сталі марки ERS8 (до 1,1 %, мас). У вимогах ДСТУ ГОСТ 10791:2016 також застосований аналогічний підхід щодо вмісту кремнію, як і відносно марганцю: менший мінімальний рівень для сталей марок 2 і Т, більший для марок 1 і Л, але при цьому максимальний вміст кремнію в сталях марок 1, Л і Т близький. Тобто для сталі марки Т щодо вмісту кремнію передбачено більш широкий припустимий інтервал значень.

Щодо вмісту ванадію у EN 13262:2020 для всіх марок сталей передбачено обмеження максимального вмісту ванадію на рівні 0,06%, мас. В ДСТУ ГОСТ 10791:2016 вміст ванадію значно змінюється відповідно для кожної марки сталі, тобто цей елемент активно застосовується як мікролегуючий. Для сталей марок 1 і Л вказаний мінімальний вміст ванадію на рівні 0,08%, мас., тобто наявність в сталі цього елементу є обов'язковою. Максимальний вміст ванадію відповідно до вимог ДСТУ ГОСТ 10791:2016 складає 0,15%, мас. для

сталей марок 1, Л і Т.

Вимоги щодо вмісту шкідливих домішок представлені на рис. 2. З рисунку видно, що європейський стандарт EN 13262:2020 має більш жорсткі вимоги (менший максимально припустимий рівень) щодо вмісту сірки та фосфору. Дещо парадоксальним є обмеження щодо мінімального рівня вмісту сірки в сталі марки Т відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 – 0,005%, мас. Таким чином сталь, яка містить сірку в кількості до 0,005%, мас. не відповідатиме вимогам стандарту.

Вимоги щодо вмісту хрому, нікелю, молібдену та міді для всіх марок сталей за стандартами, що розглядаються, мають відповідний близький рівень вимог, для них обмежується лише максимальний вміст елементів.

Разом з тим, ДСТУ ГОСТ 10791:2016 також містить унормовані максимальні значення відхилень по масовій частині хімічних елементів в сталі коліс, а EN 13262:2020 дозволяє зміни вимог у межах максимальних рівнів відповідно до технічної специфікації, яка може бути узгоджена з замовником.

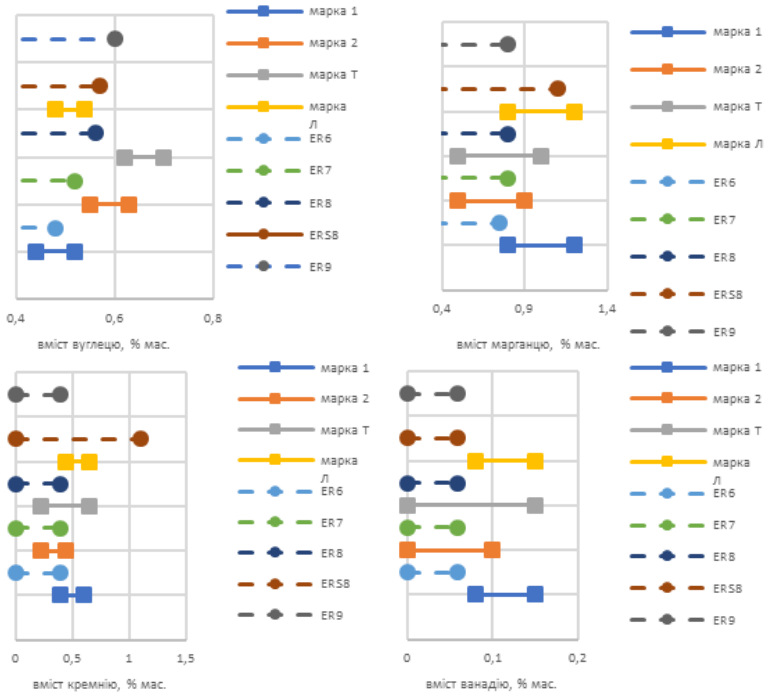


Рисунок 1 – Припустимий вміст основних та мікролегуючого хімічних елементів в сталях відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 (марка 1, 2, Т, Л) та EN 13262:2020 (ER6, ER7, ER8,ERS8, ER9).

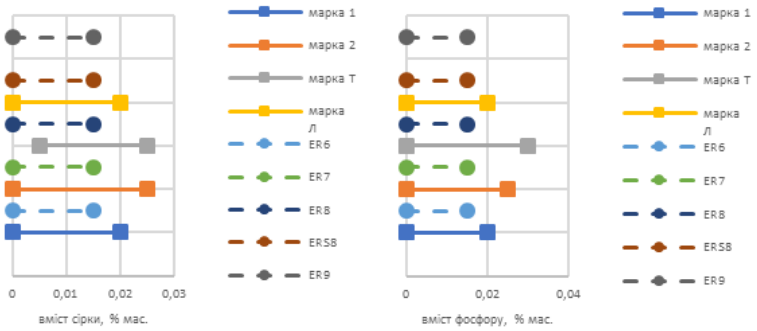


Рисунок 2 – Припустимий вміст хімічних елементів - шкідливих домішок в сталях відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 (марка 1, 2, Т, Л) та EN 13262:2020 (ER6, ER7, ER8, ERS8, ER9).

ДСТУ ГОСТ 10791:2016 передбачає аналіз сталі за ковшевою пробою, але дозволяє на вимогу замовника або за експертизи проводити хімічний аналіз складу сталі на пробах, взятих із коліс. У EN 13262:2020 вказано, що зразок визначення хімічного складу має бути відібраний на рівні кола кочення на 15 мм нижче за поверхню кочення, виходячи з номінального діаметра. Але також зазначено, що хімічний склад можна також визначити шляхом аналізу плавки. В цьому випадку в технічній специфікації хімічний склад необхідно відповідно адаптувати. Вміст водню згідно EN 13262:2020 має бути на рівні менше 2 проміле для коліс категорії 1 і менше 2,5 проміле для коліс категорії 2. Натомість відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 масова частка водню в рідкій сталі не повинна перевищувати 2 проміле.

До нового національного стандарту на колеса для залізничних вагонів, рекомендовано включення як марок сталей відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 і EN 13262:2020 як можливих для виготовлення суцільнокатаних і кованих залізничних коліс. Також у першій редакції нового національного стандарту рекомендується введення обмеження щодо вмісту хімічних елементів – шкідливих домішок, які відповідатимуть рівню вимог EN 13262:2020 для всіх марок сталей: максимальний припустимий рівень сірки та фосфору – 0,015 та 0,020% мас. відповідно для всіх марок сталі.

Забрудненість неметалевими включеннями. Колеса класифікуються за забрудненістю сталі неметалевими включеннями відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 на категорії А, В і С. Відповідно до EN 13262:2020 колеса класифікуються на категорію 1 та категорію 2. При цьому колеса 1 і 2 категорії відрізняються не лише за вмістом неметалевих включень, а й за рядом інших характеристик. У новому національному стандарті передбачається виключення категорії С, як

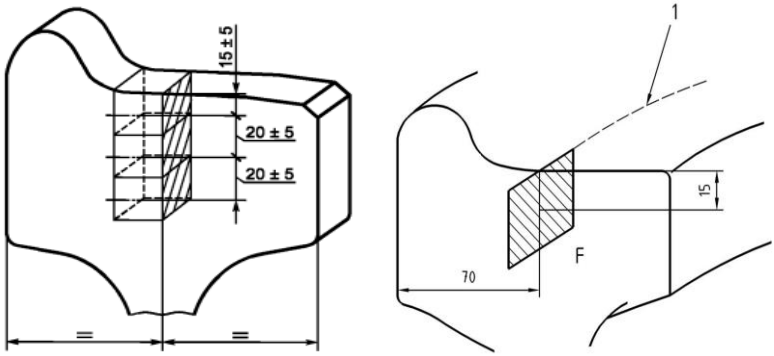
такої що має низький рівень безпеки та є неактуальною на сьогодні.

Вимогами ДСТУ ГОСТ 10791:2016 щодо забрудненості неметалевими включеннями встановлено максимально припустимий рівень для оксидів рядкових (ОС), оксидів точкових (ОТ), силікатів крихких (СХ), силікатів пластичних (СП), силікатів, які недеформуються (СН), сульфідів (С) відповідно для коліс категорій А і В. Визначення рівня забрудненості має проводитись відповідно до ГОСТ 1778 (метод Ш1) за середнім балом окремо за кожним видом включень.

Стандарт EN 13262:2020 натомість регламентує визначення наступних типів включень: A (сульфіди), B (алюмінати), C (силікати), D (глобулярні оксиди), DS (одиночні глобулярні оксиди) та суми (B + C + D) за тонкою та товстою серією. Визначення проводиться відповідно до ISO 4967:2013, метод «А».

Таким чином, ДСТУ ГОСТ 10791:2016 розглядає більше типів включень та дає можливість надавати більш реалістичну та повноцінну оцінку неметалевим включенням.

Щодо місця відбору зразків для визначення забрудненості неметалевими включеннями, у ДСТУ ГОСТ 10791:2016 зазначено, що «контроль проводять на шести шліфах, вирізаних із двох діаметрально протилежних радіальних темплетів обода відповідно до рисунка 10» (рис. 3, а). Згідно EN 13262:2020 для контролю чистоти металу «обстежуване поле має відповідати заштрихованій області рисунку 5. Центр поля «F» розташований на 15 мм нижче поверхні кочення» (рис. 3, б).



а б

Рисунок 3 – Положення шліфів для контролю забрудненості сталі коліс неметалевими включеннями: а – рисунок 10 за ДСТУ ГОСТ 10791:2016; б – рисунок 5 за EN 13262:2020.

За результатами співставного аналізу можна бачити, що висновки про забрудненість неметалевими включеннями відповідно до вимог європейського стандарту роблять за результатами контролю лише одного зразка, а за вимогами ДСТУ ГОСТ 10791:2016 – на більшій кількості шліфів, розташованих по периметру колеса та на різній відстані від поверхні кочення. Разом з тим, великий досвід практичного використання вимог EN 13262 підтвердив спроможність застосування такої кількісті аналізованого металу для забезпечення надійної експлуатації коліс зі сталей марок ER6, ER7, ER8,ERS8, ER9. Крім того, слід враховувати, що періодичність контролю неметалевих включень згідно ДСТУ ГОСТ 10791:2016 – кожна 25 плавка на одному колесі, а згідно EN 13262:2020 – одне колесо від кожної плавки, а в разі розміру плавки більше 250 коліс – два колеса від плавки.

У чинному ДСТУ ГОСТ 10791:2016 (ГОСТ 10791-2014, IDT) забрудненість неметалевими включеннями оцінюється за ГОСТ 1778, але він наразі не є чинним в Україні. У новому національному стандарті рекомендується проводити визначення забрудненості неметалевими включеннями за ДСТУ 8966:2019 2019 «Сталь. Металографічні методи визначення неметалевих включень», який введено в дію в Україні зі скасуванням ГОСТ 1778, для коліс зі сталей марок 1, 2, Т, Л при цьому зменшити припустимий рівень забрудненості ОТ до 2 балу, СП до 1,5 балу, СН до 2 балу для коліс категорії В; для коліс зі сталей марок ER6, ER7, ER8, ERS8, ER9 оцінку металографічної чистоти проводити відповідно до вимог EN 13262:2020. У новому національному стандарті рекомендовано відбирати зразки для визначення забрудненості неметалевими включеннями для коліс зі сталей марок 1, 2, Т, Л за схемою, передбаченою ДСТУ ГОСТ 10791:2016, при цьому встановити періодичність контролю – кожна п’ята плавка замість кожної десятої; для коліс зі сталей марок ER6, ER7, ER8, ERS8, ER9 – відповідно до вимог EN 13262:2020.

Мікроструктура. Вимог щодо контролю мікроструктури не містить ні ДСТУ ГОСТ 10791:2016, ні EN 13262:2020. Але досвід застосування таких вимог у нормативній документації ряду країн свідчить про підвищення експлуатаційної надійності та довговічності залізничних коліс, які мають відповідну мікроструктуру, зокрема контрольований розмір зерна. Рекомендується в новому національному стандарті ввести додаткову вимогу – розмір зерна не більше 5 номеру для коліс зі сталі марки 2 за ДСТУ ГОСТ 10791:2016. Місце відбору зразків для визначення розміру зерна для коліс зі сталі марки 2 рекомендоване за схемою, передбаченою ДСТУ ГОСТ 10791:2016 для контролю неметалевих включень. Контроль розміру зерна проводити на першому шліфі від поверхні кочення шляхом дослідження мікроструктури із

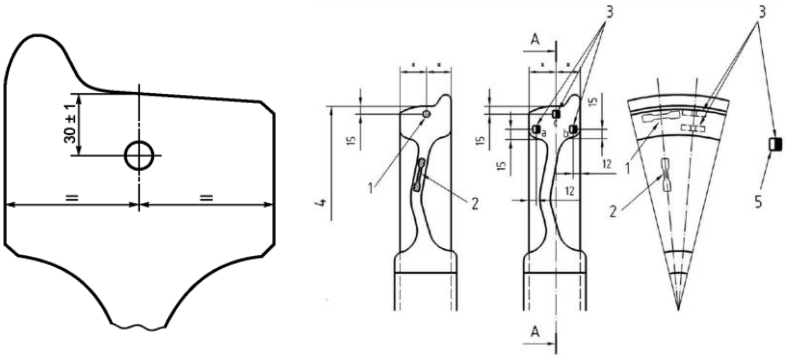
збільшенням 100 крат. Оцінку розміру зерна проводити за методикою відповідно до ДСТУ 8972:2019 «Сталі та сплави. Методи виявлення та визначення величини зерна», який був введений 28.12.2019 зі скасуванням в Україні ГОСТ 5639-82. Встановити періодичність контролю – одне колесо від кожної десятої плавки. Для коліс зі сталей інших марок контроль розміру зерна не проводити.

Механічні властивості сталі коліс. Для проведення механічних випробувань на розтяг металу ободу колеса відповідно до вимог ДСТУ ГОСТ 10791:2016 розташування зразка показано на схемі рис. 4, а (рис. 3 відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016). Зразок розташований на глибині 30 мм від поверхні кочення. Випробування проводять відповідно до ГОСТ 1497 на зразках діаметром 10 мм з розрахунковою довжиною 50 мм.

За результатами випробувань визначають границю міцності (Н/мм^2), відносне видовження (%) та відносне звуження (%) ободу. Згідно з EN 13262:2020 зразок для випробувань на розтяг з ободу колеса береться на глибині 15 мм (рисунок 1 за EN 13262:2020) відповідно до схеми, наведеної на рис. 4, б. Випробування має проводитись відповідно до вимог EN ISO 6892-1:2016. Номінальний діаметр випробувального зразка повинен бути не менше 10 мм, а базова довжина для виміру деформації повинна бути в 5 разів більша за діаметр. За результатами випробувань визначають границю міцності (МПа), границю плинності (МПа) та відносне видовження (%).

При порівнянні вимог вітчизняного та європейського стандартів можна бачити (рис. 5), що в EN 13262:2020 для різних марок сталей відповідно до збільшення максимально припустимого вмісту вуглецю збільшується нормований рівень характеристики міцності, при цьому припустимий діапазон для кожної марки є близьким, і між марками є значне перекриття припустимих інтервалів значень. Відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 можна бачити з рис. 5, що сталі марки Л і Т мають обмеження лише щодо мінімальних значень і не мають обмежень з боку більших значень. Для сталей марок 1 і 2 границя міцності нормується в певному інтервалі. Вимоги щодо рівня відносного видовження для коліс всіх марок за обидвома аналізованими стандартами знаходяться на близькому рівні і відрізняються лише на кілька одиниць.

Порівнювати між собою значення характеристик між двома стандартами є не достатньо коректним, оскільки місце відбору зразків для випробувань не повність відповідає в них, а хімічний склад передбачає зміну не одного, а кількох компонентів. Але загалом можна відзначити, що вимоги до коліс за ДСТУ ГОСТ 10791:2016 дещо вищі для показників міцності і близькі для показників пластичності.



а б

Позначення:
1. Зразок для випробування на розтягування з ободу;
(вісь на 15 мм нижче поверхні кочення щодо номінального діаметра);
2. Зразок для випробування на розтягування в диску;
3. Зразок для випробування на ударний вигин;
4. Номінальний діаметр;
5. Надріз.

Рисунок 4 - Положення зразка для випробування на розтяг в ободі колеса (рисунок 3 за ДСТУ ГОСТ 10791:2016) – а; положення зразків для випробування (рисунок 1 за EN 13262:2020) – б.

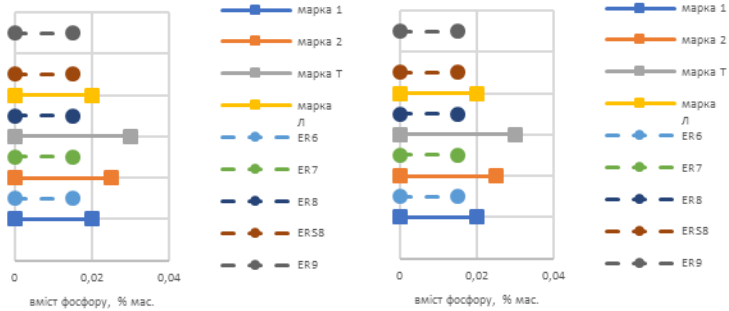
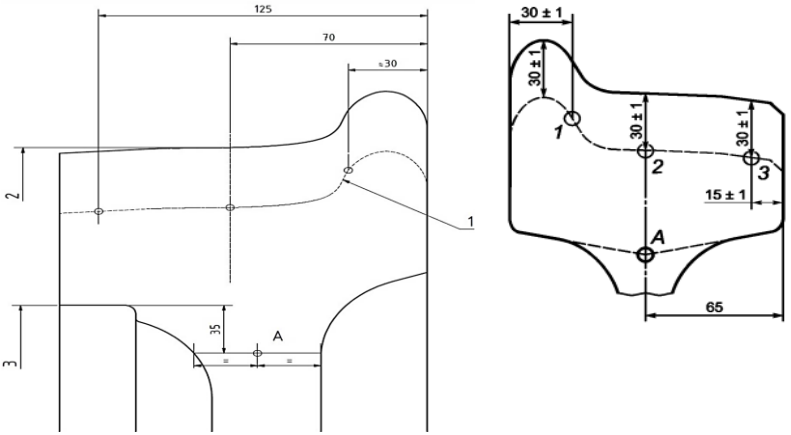


Рисунок 5 – Вимоги щодо границі міцності та відносного видовження металу ободу відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 (марка 1, 2, Т, Л) та EN 13262:2020 (ER6, ER7, ER8, ERS8, ER9).

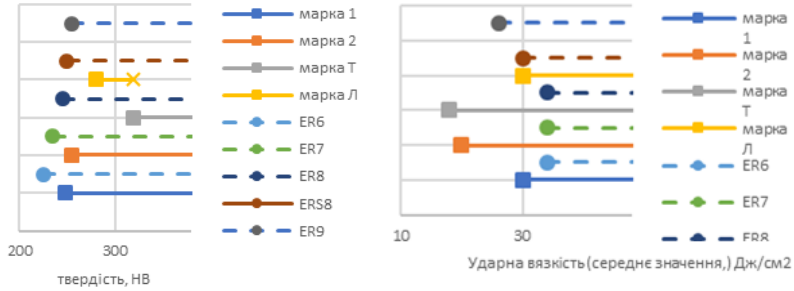
Контроль твердості відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 проводиться на глибині 30 мм від поверхні кочення, а відповідно до вимог EN 13262:2020 – на глибині 35 мм (рис. 6). Тому пряме порівняння рівню вимог є некоректним. Можна відзначити, що у EN 13262:2020 мінімально припустимий рівень твердості поступово

підвищується відповідно до зміни хімічного складу сталей (рис. 7, а). У ДСТУ ГОСТ 10791:2016 можна бачити поступове збільшення мінімально припустимого рівня для сталей марок 1, 2, Л (відповідно), а для марки Т мінімальний припустимий рівень значно перевищує значення для інших марок та відповідає верхньому граничному значенню для сталі марки Л – єдиної марки, яка має обмеження по максимальному значенню твердості. За ДСТУ ГОСТ 10791:2016 також нормується максимально припустима різниця значень твердості на глибині 30 мм – не більше 20 НВ.



а б

Рисунок 6 – Точки вимірювання твердості на поперечному темплеті обода колеса на контрольній глибині і в зоні переходу обода в диск (точка А) відповідно до EN 13262:2020 (а) та ДСТУ ГОСТ 10791:2016 (б).



а б

Рисунок 7 – Вимоги щодо твердості ободу відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 (марка 1, 2, Т, Л) та EN 13262:2020 (ER6, ER7, ER8, ERS8, ER9) для коліс категорії 2.

Місця відбору зразків металу ободу колеса для проведення випробувань на ударний вигин за EN 13262:2020 та ДСТУ ГОСТ 10791:2016 повністю відповідають. Але при цьому за національним стандартом визначають ударну в'язкість в Дж/см^2, а за європейським – роботу удару в джоулях. Крім того, EN 13262:2020 нормує не лише середнє значення, а й мінімальне з трьох для колеса, крім того, передбачені випробування при -20°С з використанням зразків з V-подібним надрізом.

Для можливості порівняння вимог стандартів був виконаний перерахунок вимог до рівня середніх значень роботи удару за EN 13262:2020 відповідно до площі перерізу зразку шириною 10 мм з надрізом глибиною 5 мм. Як видно з рис. 7, б, до сталей марок 1, Л, ER6, ER7, ER8, ERS8 вимоги знаходяться в близькому діапазоні значень 30…34 Дж/см^2, окрім вимог до сталей з більш високим вмістом вуглецю (марка Т і 2 за ДСТУ ГОСТ 10791:2016 і марка ER9 за EN 13262:2020).

Контрольовані механічні властивості металу диску коліс відповідно до EN 13262:2020: зниження границі міцності диска щодо обода для одного і того ж колеса та відносне подовження при розтягу. Визначаються ці характеристики на одному колесі від плавки, а у випадку, коли плавка містить більше 250 коліс, на двох колесах від плавки. Відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 нормується рівень границі міцності, який не має перевищувати 90% від фактичного значення границі міцності ободу, та ударна в'язкість при кімнатній температурі й мінус 60 ºС. При цьому випробування на розтяг металу диска проводять на одному колесі від кожної 10-ї партії, випробування на ударний вигин при 20 ºС – на одному колесі кожної партії, а при мінус 60 ºС – на одному колесі від кожної 25-ї партії.

Щодо визначення тріщиностійкості (в'язкості руйнування) сталі коліс стандарти ДСТУ ГОСТ 10791:2016 та EN 13262:2020 мають ідентичні вимоги щодо місця відбору зразків, їх типу, розміру та методики проведення випробувань. Але щодо рівня значень характеристики, якого необхідно досягти, EN 13262:2020 зазначає наступне:

- для коліс зі сталі марки ER6 середнє значення, отримане з шести зразків для випробування, має бути більшим або рівним 100 МПа√м, а кожне одиничне значення має бути більше 80 МПа√м;
- для коліс зі сталі марки ER7 середнє значення, отримане з шести зразків для випробування, має бути більшим або рівним 80 МПа√м, а кожне одиничне значення має бути більше 70 МПа√м;
- для коліс з інших марок сталі значення, які необхідно досягти, повинні узгоджуватися в технічній специфікації.

У ДСТУ ГОСТ 10791:2016 щодо необхідних значень

тріщиностійкості вказано, що вони повинні становити, МПа·м½ не менше:

50 – для залізничного рухомого складу з конструкційною швидкістю до 200 км/год;

70 – для залізничного рухомого складу з конструкційною швидкістю понад 200 км/год.

Таким чином, європейський стандарт нормує середнє та мінімальне значення для відповідних марок сталей, в свою чергу національний стандарт нормує рівень характеристики відповідно до умов експлуатації незалежно від марки сталі.

Як видно в вищенаведеного, аналізовані стандарти мають значні розбіжності щодо методики випробування та рівня вимог до механічних властивостей, тому в новому національному стандарті пропонується відбирати зразки та проводити випробування для визначення механічних властивостей суцільнокатаних коліс зі сталей марок 1, 2, Т, Л відповідно до вимог ДСТУ ГОСТ 10791:2016, а для коліс зі сталей марок ER6, ER7, ER8, ERS8, ER9 – відповідно до вимог EN 13262:2020. Для забезпечення підвищення надійності та довговічності експлуатації залізничних коліс, рекомендовано підсилити контроль шляхом збільшення числа випробувань характеристик, які є показниками рівномірності термічної обробки ободу та його надійності: ударна в'язкість сталі обода при 20 °С – кожна 5 партія замість кожної 25-ї; різниця значень твердості обода на глибині 30 мм від поверхні кочення по периметру колеса – кожна десята партія замість кожної 25-ї.

Відповідно ДСТУ 1.2:2015 «Національна стандартизація. Правила проведення робіт з національної стандартизації», який регламентує порядок розроблення, узгодження, затвердження, розповсюдження, перевірки, перегляду, зміни та скасування стандартів, було розроблено першу редакцію проекту нового національного стандарту ДСТУ «КОЛЕСА ДЛЯ РУХОМОГО СКЛАДУ ЗАЛІЗНИЦЬ. Технічні умови» на заміну ДСТУ ГОСТ 10791:2016 «Колеса цельнокатаные. Технические условия», яка включала надані рекомендації.

Висновки

За результатами співставного аналізу основних технічних вимог ДСТУ ГОСТ 10791:2016, ГОСТ 10791–2011 зі Зміною 1 та EN 13262:2020 розроблені наступні рекомендації по включенню їх в нову редакцію державного стандарту на залізничні колеса:

- рекомендоване включення як можливих для виготовлення залізничних коліс сталей відповідно до ДСТУ ГОСТ 10791:2016 і сталей відповідно до EN 13262:2020.

- рекомендоване введення більш жорстких обмежень щодо вмісту шкідливих домішок, які відповідатимуть рівню вимог EN 13262:2020

для всіх марок сталей: до 0,015% сірки та до 0,020% фосфору.

- рекомендоване виключення категорії С для коліс, як такої що має низький рівень безпеки та є неактуальною на сьогодні.

- пропонується проводити визначення забрудненості неметалевими включеннями за ДСТУ 8966:2019 2019 «Сталь. Металографічні методи визначення неметалевих включень», для коліс зі сталей марок 1, 2, Т, Л при цьому зменшити припустимий рівень забрудненості ОТ до 2 балу, СП до 1,5 балу, СН до 2 балу для коліс категорії В; для коліс зі сталей марок ER6, ER7, ER8, ERS8, ER9 оцінку металографічної чистоти проводити відповідно до вимог EN 13262:2020.

- пропонується відбирати зразки для визначення забрудненості неметалевими включеннями для коліс зі сталей марок 1, 2, Т, Л і мікроструктури (розмір зерна) за схемою, передбаченою ДСТУ ГОСТ 10791:2016, при цьому встановити періодичність контролю – кожна п'ята плавка; для коліс зі сталей марок ER6, ER7, ER8, ERS8, ER9 – відповідно до вимог EN 13262:2020.

- рекомендовано контроль розміру зерна проводити на першому шліфі від поверхні кочення. Оцінку розміру зерна проводити за методикою відповідно до ДСТУ 8972:2019 «Сталі та сплави. Методи виявлення та визначення величини зерна». Встановити періодичність контролю – одне колесо від кожної десятої плавки. Для коліс зі сталей інших марок контроль розміру зерна не проводити.

- рекомендовано відбирати зразки та проводити випробування для визначення механічних властивостей для коліс зі сталей марок 1, 2, Т, Л відповідно до вимог ДСТУ ГОСТ 10791:2016, а для коліс зі сталей марок ER6, ER7, ER8, ERS8, ER9 – відповідно до вимог EN 13262:2020.

O. I. Babachenko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, Director, ORCID 0000-0002-2869-3478
G. A. Kononenko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7446-4105
E. M. Rybalka[1], Head of the Standardization Department
R. V. Podolskyi[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0002-0288-0641
O. A. Safronova[1], Junior Researcher, Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-4032-4275
O. L. Safronov[1], Junior Researcher

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

DEVELOPMENT OF RECOMMENDATIONS ON TECHNICAL REQUIREMENTS FOR A NEW NATIONAL STANDARD FOR RAILWAY WHEELS

Abstract. At the present time, DSTU GOST 10791:2016 is in force in Ukraine, which regulates the technical requirements for solid-rolled railway wheels. From January 1, 2024, the national standard of confirmation will be DSTU EN 13262:2022

(EN 13262:2020, IDT) "Railways. Wheels and carts. Wheels. Product requirements" (Railway applications. Wheelsets and bogies. Wheels. Product requirement). At the same time, the main national consumer of wagon wheels has an infrastructure that has been built and operated for many decades taking into account the profile and quality indicators of railway wheels manufactured in accordance with DSTU GOST 10791 "Solid-rolled wheels. Technical requirements" (GOST 10791, IDT). Today, the main domestic consumer is technically not ready to switch to the use of wheels in accordance with European regulatory documents, but at the same time, the requirements of DSTU GOST 10791 are morally and technically outdated and do not correspond to the modern level of complexity of operating conditions and the significantly increased actual level of quality of railway wheels. The purpose of the study is to develop recommendations regarding the main technical requirements of the new national standard for railway wagon wheels, which correspond to the current stage of development of equipment and technologies based on the results of a comparative analysis of the requirements of DSTU GOST 10791:2016, the international standard GOST 10791-2011 and the European standard EN 13262:2020 regarding of the main indicators of the quality of railway wheels: mechanical properties, chemical composition, contamination by non-metallic inclusions and structural condition of steels for railway wheels. Accordingly, DSTU 1.2:2015 "National standardization. The rules for carrying out work on national standardization", which regulates the procedure for developing, agreeing, approving, distributing, checking, revising, changing and canceling standards, the first edition of the project of the new national standard of the DSTU "WHEELS FOR RAILWAY ROLLING STOCK" was developed. Technical conditions" to replace DSTU GOST 10791:2016 "Solid wheels. Technical conditions".

Key words: railway wheels, national standard, chemical composition, mechanical properties.

For citation: Babachenko, O. I., Kononenko, G. A., Rybalka, E. M., Podolskyi, R. V., Safronova, O. A., & Safronov, O. L. (2023). Development of recommendations on technical requirements for a new national standard for railway wheels. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 374-388. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-374-388

Стаття надійшла до редакції збірника 17.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-389-406
УДК 669.15-194.57:666.7:621.039.5

Т. В. Балаханова[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-2493-218X
І. М. Чуйко[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-4753-614X
Е. В. Парусов[1], д.т.н., с.н.с., зав. відд., ORCID 0000-0002-4560-2043
Е. В. Олійник[1], аспірант, ORCID 0000-0002-3366-3746

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

ДЕЯКІ АСПЕКТИ ВИКОРИСТАННЯ СТАЛЕЙ ПІД ЧАС ПОЗАРЕАКТОРНОГО ЗБЕРІГАННЯ ТА ТРАНСПОРТУВАННЯ ВІДПРАЦЬОВАНОГО ЯДЕРНОГО ПАЛИВА. (ОГЛЯД)

Анотація. У світі ядерна промисловість вважається ідеальним варіантом екологічного джерела енергогенерації, що базується на поділі радіоактивного нукліда хімічного елементу ^{235}U. При виробництві електроенергії атомними електростанціями головний недолік полягає в утворенні радіоактивних відходів. Після видалення відпрацьованого палива з ядерного реактора його розміщують у спеціальних контейнерах, які містять поглинальні та затримувальні елементи. Очевидно, що зберігання та транспортування відпрацьованого ядерного палива відіграє важливу роль у розвитку і загальній безпеці атомної промисловості, а високоякісні нейтронно-поглинальні матеріали є основою для успішного виготовлення надійних конструкцій та ємностей. Розроблення сучасних нейтронно-абсорбційних матеріалів забезпечує надійність, безпеку, довготривалість зберігання, а також зменшення вартості логістичних операцій, пов'язаних із перевезенням радіоактивних відходів. За результатами аналізу науково-технічних джерел узагальнено сучасні уявлення щодо матеріалів для виготовлення контейнерів, які використовують для зберігання та транспортування відходів ядерного палива. Розглянуто переваги та недоліки основних матеріалів, які використовують під час утилізації відпрацьованого ядерного палива. Встановлено, що з точки зору економічної складової найбільш раціональним матеріалом для зберігання та транспортування радіоактивних відходів є нержавіюча сталь феритного класу з підвищеним вмістом бору, яка окрім поглинальних здібностей характеризується іншими властивостями, обов'язковими для зазначеного виду продукції. Оскільки бор володіє низькою здатністю до розчинення як в аустеніті, так і фериті, то це призводить до формування боридів різного типу, які сприяють окрихченню конструкційного матеріалу. При цьому, розподілення боридів за об'ємом металовиробу визначають не тільки комплекс властивостей, але і захисні властивості матеріалу та технологічність виготовлення з нього кінцевої продукції. Не дивлячись на те, що борвмісні сталі феритного класу відомі вже тривалий час, питання пов'язані із процесами структуроутворення, підвищенням технологічних та експлуатаційних властивостей, досі залишаються недостатньо вивченими та дискусійними. Відсутня також інформація щодо впливу термічного оброблення на формування структури та механічних властивостей готових металовиробів із нержавіючих сталей

феритного класу. Успішне розв'язання зазначених науково-технічних проблем забезпечить отримання сучасних високоякісних нейтронно-поглинальних контейнерів для позареакторного зберігання та транспортування відпрацьованого ядерного палива.

Ключові слова: відпрацьоване ядерне паливо, поглинання нейтронів, захисні матеріали, бор, нержавіючі сталі феритного класу.

Посилання для цитування: Деякі аспекти використання сталей під час позареакторного зберігання та транспортування відпрацьованого ядерного палива. (Огляд) / Т. В. Балаханова, І. М. Чуйко, Е. В. Парусов, Е. В. Олійник // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 389-406. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-389-406

Актуальність проблеми. Ядерна енергія вважається ключовою низьковуглецевою технологією для досягнення масштабних і невідкладних заходів щодо пом'якшення наслідків зміни клімату [1–3]. Використання лише альтернативних джерел енергії не забезпечить задоволення цих потреб. Згідно з дослідженнями, що координувалися МАГАТЕ, Україна має значний потенціал з точки зору використання ядерної енергії для скорочення викидів парникових газів і досягнення цілей з боротьби зі зміною клімату [4]. Наприкінці 2021 року національний державний оператор атомних електростанцій (АЕС) НАЕК «Енергоатом», керування яким здійснює безпосередньо Уряд України, підписав важливу угоду з американською енергетичною компанією «Westinghouse». Ця угода передбачає добудову на Хмельницькій АЕС двох атомних енергоблоків потужністю 1 ГВт. Додатково у планах НАЕК «Енергоатом» значиться збільшення до 2040 року встановленої потужності всіх атомних електростанцій ~ на 73 % – з 13,8 ГВт до 24 ГВт. Для цього національний державний оператор АЕС має намір побудувати за наступні 17 років 14 атомних реакторів та дві нові електростанції. Отже, НАЕК «Енергоатом» спрямовує свої зусилля на максимально можливу концентрацію елементів ядерного циклу в Україні.

Одна із проблем, що постає перед нашою державою, стосується радіоактивних відходів та відпрацьованого ядерного палива (ВЯП), які потребують відповідного безпечного транспортування та зберігання. Розв'язання проблеми остаточного захоронення або зберігання високорадіоактивних довгоживучих відходів діяльності атомної промисловості України досі перебуває на стадії наукових пошуків. Через відсутність власного централізованого сховища Україна змушена щороку витрачати близько 200 млн доларів США на оплату послуг з вивезення та перероблення ВЯП. Будівництво централізованого сховища ВЯП реакторів типу ВВЕР національних АЕС повністю не задовольняє потребу на фоні збільшення кількості обороту ядерного

палива, тому планується подальше активне застосування сховищ, які вже існують. Таким є сховище у м. Енергодар (Запорізька обл.), що приймає ВЯП Запорізької АЕС і потребує безперебійного постачання спеціальних контейнерів для його транспортування та зберігання.

Відпрацьоване паливо ядерного реактора містить 96 % урану, 3 % продуктів ділення і 1 % плутонію, а також незначну кількість інших трансуранових сполук [5, 6]. Оскільки ВЯП містить нукліди з дуже тривалим періодом напіврозпаду, то проблема зберігання та/або захоронення цих нуклідів, наприклад геологічне, стала серйозною перепоною для розвитку ядерної енергетики [7].

На відміну від швидкорослих темпів розвитку атомної енергетики, розробка нових заходів щодо перероблення ВЯП відбувається повільно, що призводить до накопичення великої кількості відходів на діючих АЕС. У світі існує два основні способи оброблення ВЯП. Одним з них є стратегія «одного циклу», яка припадає до відкритого типу, тобто відпрацьоване паливо безпосередньо охолоджується, стабілізується в твердий стан, герметизується і підлягає захороненню глибоко під землею. До країн, що застосовують такий спосіб, належать Сполучені Штати Америки, Австралія тощо. Авторами робіт [6, 8, 9] проведено ґрунтовний літературний огляд більше ніж 160 наукових публікацій (1981–2021 рр.), який засвідчив, що довгострокове зберігання є найбільш раціональним рішенням для завершення циклу обігу ВЯП, оскільки воно забезпечує кінцеве місце призначення в глибокому підземеллі, яке назавжди ізолює відходи від людей та навколишнього середовища. Хоча довготривале зберігання може бути зручним і економічноефективним у короткостроковій перспективі, відходи повинні зберігатися таким чином, щоб потім їх можна було легко переробити як паливо. У довгостроковій перспективі оптимальним варіантом є повне перероблення ВЯП, що являє собою інший напрямок його обігу. Другий напрямок належить до замкненого циклу, при реалізації якого ВЯП спочатку зберігається протягом певного періоду. Цей спосіб вимагає не тільки великої кількості стелажів для зберігання відходів, але і великої кількості спеціальних контейнерів для їхнього позареакторного зберігання, транспортування та перероблення. Для захисту від радіоактивності контейнер з ВЯП має зовнішню оболонку товщиною 12–38 см, яка складається з безлічі шарів таких матеріалів, як сталь, бетон, свинець, борований полімер тощо. При цьому повна вага навантаженого контейнера, що використовується для автоперевезень, становить 25 т, з яких ВЯП важить лише 0,5–2,2 т. Контейнер, що використовують для залізничних перевезень, має повну вагу 150 т і може перевозити до 20 т відходів. Нейтронно-поглинальні матеріали для зберігання та транспортування ВЯП є основними матеріалами, які використовують для виготовлення решіток і контейнерів. Таким чином, розроблення сучасних нейтронно-

абсорбційних матеріалів допомагає розширювати можливості під час транспортування, збільшувати ємності для зберігання, що позитивно впливає на зниження матеріальних витрат та відповідно поліпшення умов утилізації ВЯП.

Мета роботи – узагальнення сучасних результатів досліджень щодо матеріалів для виготовлення контейнерів, які використовують для зберігання та транспортування відходів ядерного палива.

Матеріали и методи досліджень. Представлена робота авторів заснована на ретельному бібліографічному огляді сучасних науково-технічних публікацій, які стосуються зберігання та транспортування ВЯП, застосування новітніх матеріалів нейтронного захисту для зберігання відходів палива, їхньої переваги та недоліків. Вихідні дані було зібрано станом на жовтень 2023 року на спеціалізованих пошукових платформах широкого кола користування таких як «Springer», «ResearchGate», «SemanticScholar», «ScienceDirect», «MDPI», «GoogleScholar» тощо. Для коректного фільтрування вихідних даних та уточнення пошукових запитів використовувалися різні логічні оператори та параметри пошуку.

Результати досліджень та їх обговорення. На сьогодні існують шість основних типів матеріалів нейтронного поглинання для транспортування і зберігання ВЯП, а саме нержавіючі боровмісні сталі, аморфні сплави, композити на основі алюмінію та карбіду бору, алюмінієві сплави з бором, вуглецеві нанотрубки (CNT) і полімерні композити. Зазначеним матеріалам притаманні наступні три характеристики, які є необхідними у питаннях поводження з ВЯП: сталий структурний і елементний стан, стійка геометрія збірок зберігання відходів та ядерна радіаційна безпека критичності.

Нержавіючі боровмісні сталі застосовуються для вологих і сухих способів зберігання. Борвмісна нержавіюча сталь – найбільш відомий та розповсюджений матеріал і здебільшого є найкращим для виготовлення систем зберігання ВЯП, зокрема пеналів для зберігання [10–13].

Аморфні сплави як самостійний матеріал для виробу наразі не застосовуються, але є спроби їх використання як покриття (термічного напилення) на контейнери для зберігання.

Композит на основі матриці з алюмінію та часток карбіду бору зазвичай використовується як нейтронного поглинача [14–19], який адсорбує теплові нейтрони, щоб підтримати підкритичність відпрацьованої тепловидільної збірки. B_4C/Al матричний композит виготовляється з чистого або легованого алюмінію як матриця з додаванням часточок B_4C. Чистий алюміній або сплави на його основі широко використовуються як матричний матеріал зважаючи на його малу щільність, високу міцність, задовільну ударну в’язкість і корозійну стійкість. Наприклад алюмінієвий сплав AA6061 завдяки високому вмісту Si і Mg має переваги у вигляді високої плинності під час лиття та

низької вартості. Наразі для широкого використання у різних областях зберігання і транспортування ВЯП були затверджені AMMC, Boralcan, Metamic, Structural Poison Tube та інші нейтронно-поглинальні матеріали, що містять B_4C в матриці алюмінію та його сплавів. Однак деякі з них, наприклад Boralcan, в певних дослідженнях виявляв ознаки корозії [20, 21] і тому його застосування ще залишається під питанням. Існує кілька способів отримання композитів B_4C/Al, а також продовжується подальша розробка нових. Цей композит на даний час є одним з найбільш перспективних матеріалів.

Алюмінієві сплави з бором використовується для виготовлення ємностей тільки сухого зберігання [22]. Сплав B/Al утворюється шляхом додавання бору до матричного алюмінієвого сплаву шляхом плавлення або порошкової металургії. Сплав B/Al має низьку щільність, малу вагу, високу теплопровідність, задовільну корозійну стійкість і практично не володіє внутрішніми дефектами. Однак, при введені бору на границях зерен алюмінієвої матриці утворюються високоборисні неметалеві включення, які знижують ударну в'язкість сплаву, у той час, як занадто малий вміст бору обмежує властивості сплаву з поглинання нейтронів. За даними роботи [23, 24] сплави B/Al з вмістом бору від 10 % до 50 % мають задовільні властивості поглинання нейтронів, але через утворення в матриці великої кількості боридів характеризуються надзвичайно низькими механічними властивостями.

Нанотрубки є перспективним, але недостатньо вивченим матеріалом [25, 26].

З'єднання полімеру часто використовуються як уповільнювач нейтронів, оскільки полімери виступають як сповільнювачі нейтронів завдяки високій об'ємній частці атомів водню у їхньому складі [27, 28]. Наразі відомо про такі матеріали, як поліетилен, поліпропілен, епоксидна смола, силіконова гума, EPDM-каучук та поліамід. Термопластичні екранувальні матеріали, наприклад поліетилен, мають низьку температуру термічної деформації (близько 100 °C) і низьку термічну стабільність, яка навряд чи може протистояти підвищеним температурам. Проте останні розробки у виробництві поліпропіленів забезпечують їхню чудову високотемпературну стабільність, високі механічні властивості та задовільну радіаційну стійкість. Такі матеріали можуть витримувати високу температуру протягом кількох годин, навіть коли система теплообміну ядерних установок втрачає свою здатність працювати. Однак ці матеріали знаходяться у стані розроблення і більшою мірою широке використання полімерів обмежене відносно низькими механічними властивостями та стійкістю до високих температур [29].

Бетон головним чином використовують для захисту від радіації як будівельний матеріал або наповнювач огорожі у транспортних контейнерах при сухому зберіганні відходів [30]. Бетон може значно

зменшити силу проникнення нейтронного потоку при зберіганні ВЯП і забезпечити при цьому стабільність своїх властивостей, однак як самостійний матеріал він не застосовується.

Серед елементів, що поглинають нейтрони (мають високі макроскопічні перерізи поглинання нейтронів), відомі наступні: гадоліній (Gd), кадмій (Cd), самарій (Sm), бор (B), європій (Eu) і диспрозій (Dy). Максимальні перерізи поглинання нейтронів є у ^{155}Gd і ^{157}Gd і становлять 49700 барн, а вміст цих ізотопів у природному Gd становлять 14,8 % і 15,7 % відповідно. Однак він має обмежене застосування через низькі механічні властивості та специфічні умови виготовлення, оскільки проявляє високі токсичність і канцерогенність. Переріз поглинання нейтронів ^{149}Sm і ^{152}Sm мають 5922 барн, вміст у природному матеріалі становить 13,8 % і 26,7 % відповідно, малотоксичний. Однак дрібнодисперсний стан Sm може викликати самозаймання, а також легко намагнічується і його досить важко розмагнітити. Переріз поглинання нейтронів ^{151}Eu становить 4530 барн, вміст становить 47,8 %, проявляє високу хімічну активність і схильність до високої нестабільності. Переріз поглинання нейтронів ^{113}Cd становить 2520 барн, а вміст цього ізотопу у природному Cd становить 12,3 %. Він високотоксичний і легкозаймистий з низькою температурою плавлення (320,9 °C). ^{10}B має переріз поглинання теплових нейтронів 767 барн, а його вміст в природному матеріалі становить 19,9 % [31]. У таблиці 1 наведено показники перерізів поглинання нейтронів різних хімічних елементів у полі відпрацьованого палива [32]. Для кожного елементу виділяють переріз даного типу реакції, тобто переріз розсіювання нейтронів (σ_s) і переріз поглинання нейтронів (σ_a).

Виготовлення матеріалів для екранування та поглинання нейтронів засноване на використанні сполук, що містять елементи з високим поперечним перерізом захвату теплових нейтронів. Ці елементи зазвичай і додають до полімерних, металевих, сплавних або бетонних матриць для отримання більш ефективного екранування та економії витрат. Однак використання наповнювачів може також призвести до погіршення фізичних і механічних властивостей екранувальних конструкцій. Нині існує два загальновживаних наповнювачі: з'єднання бору і матеріали на основі рідкоземельних металів.

Попри початкове застосування нових матеріалів, найбільш поширеним засобом захисту ВЯП залишається нержавіюча сталь з бором.

Боровмісна нержавіюча сталь являє собою спеціальний матеріал, що утворюється під час введення бору до основи нержавіючої сталі. Порівняно з іншими екранувальними матеріалами, боровмісна сталь має стабільну структуру за високих температур, високу корозійну стійкість і задовільну екранувальну дію. Це дозволяє їй одночасно проявляти екранувальні властивості і для нейтронів, і для γ-променів. У

теперішній час сплави на основі заліза, включно зі сталями, широко використовують в якості конструкційних матеріалів для роботи з ВЯП, на кшталт NeutroSorbPLUS NAS8R10, NAR-304BN та інших боровмісних сталей, що знайшли широке використання для виготовлення полиць басейнів з відпрацьованим ядерним паливом, кошиків для зберігання і транспортувальних контейнерів. Найбільш розповсюдженими є сталі з бором аустенітного класу, леговані нікелем у кількості більше ніж 8 % ваг. [18, 33].

Таблиця 1 – Переріз загального нейтронного поглинача у полі ВЯП [32].

	Назва елементу	Переріз розсіювання σ_s, барн	Переріз поглинання σ_a^*, барн
1	Гадоліній	180,22	49,7
2	Самарій	39,33	5922
3	Європій	9,24	4530
4	Кадмій	6,5	2520
5	Диспрозій	90,39	994
6	Бор	5,24	767
7	Вольфрам	4,6	18,3
8	Нікель	18,5	4,49
9	Хром	3,49	3,05
10	Залізо	11,62	2,56
11	Алюміній	1,5	0,2313
Примітка: *σ_a – переріз поглинання нейтронів зі швидкістю 2200 м/с			

Для АЕС Моховце (Словаччина), Темелін (Чехія), Запорізької, Хмельницької та Рівненської атомних електростанцій в Україні розроблено та встановлено стелажі з ущільненим кроком розташування відпрацьованих тепловидільних збірок в чохлах у вигляді шестигранних труб з нержавіючої сталі ATABOR WS BOR0-01 (сталь виготовлена у Німеччині), яка містить 1,5 % бору. Ця сталь належить до серії 300. Нержавіючі сталі серії 300 класифікуються як аустенітні та складаються з 18–30 % хрому і 6–20 % нікелю у якості основних легувальних добавок. Склад нержавіючих сталей серії 300 робить їх особливо корисними також у будівельній, автомобільній та аерокосмічній галузях промисловості. Оскільки ці нержавіючі сталі витримують екстремально високі температури, вони наклепуються тільки методами холодного деформаційного оброблення [34]. На рисунку 1 наведено стелаж для зберігання тепловидільних збірок реакторів ВВЕР-1000, який виготовляється компанією «Skoda JS» (Чехія).

У атомній енергетиці держав колишнього пострадянського простору та зокрема в Україні для виготовлення чохлів-стелажів застосовується сталь 04Х14Т3Р1Ф із вмістом бору до 2,2 % [35]. Ця сталь має дещо вищий вміст вуглецю та мангану, а також нижчий вміст хрому порівняно з марками серії 300. У результаті ця нержавіюча сталь

феритного класу забезпечує вищу міцність і більшу зносостійкість, але має нижчу корозійну стійкість, ніж сталі серії 300.

Для Запорізької АЕС (найбільшої не тільки в Україні, а й у всій Європі) було також передбачено вивезення ВЯП за кордон. Однак у 1992 році почалися пошуки радикальної зміни ситуації, яка складалась, оскільки через дефіцит вільних осередків у басейнах витримки вже до 1998 року довелося б зупинити блоки цієї електростанції. У теперішній час на Запорізькій АЕС для сухого зберігання ВЯП використовують вентильовані контейнери, які призначено для тривалого зберігання 24 відпрацьованих тепловидільних збірок кожен. Збірки розміщують у блок шестигранних труб, що утворює циліндричний багатомісний герметичний кошик. Кошик являє собою захисний бар'єр, що перешкоджає виходу радіоактивності в навколишнє середовище, а також є радіатором, який відводить надлишкове тепло відпрацьованих тепловиділяючих збірок в область вентильованого бетонного захисного контейнера.

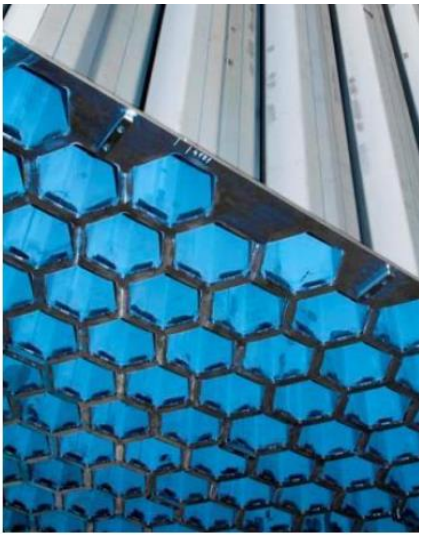


Рисунок 1 – Типовий контейнер для транспортування та зберігання ВЯП виробництва «Skoda JS».

У кошику створюється і підтримується протягом усього періоду зберігання гелієва атмосфера. Герметичний кошик розміщують у вентильованому бетонному контейнері, який встановлюється на спеціальному майданчику зберігання. Зовнішній діаметр контейнерів становить 3378 мм, висота – 5809 мм. Шестигранні труби, призначені для розміщення відпрацьованих тепловидільних збірок, мають довжину 4320 мм, внутрішня відстань між гранями – 249,6 мм, товщина стінки –

5 мм. Вартість одного такого контейнера становить близько 300 тис. доларів США за умови виготовлення українськими підприємствами і близько 1 млн доларів США за умови іноземного виконання, наприклад американською компанією «Duke Engineering&Services Inc» [35]. Наразі на майданчику сухого сховища ВЯП встановлено 80 вентильованих контейнерів зберігання. За підрахунками фахівців Запорізької АЕС, економічний ефект від використання сухого сховища ВЯП замість вивезення відходів на зберігання за кордон складає ~ 468 млн доларів США.

Попри поширене використання у якості матеріалу для виготовлення корпусу захисних пеналів нержавіючих сталей аустенітного класу, від інших видів нержавіючих сталей вони відрізняються також високим вмістом нікелю. І хоча на думку авторів [36] аустенітні сталі показали високу рентабельність у довгостроковій перспективі, увага промисловців і вчених до нержавіючих сталей феритного класу знову була привернута наприкінці 00-х років XXI сторіччя на тлі різкого зростання вартості нікелю [37, 38]. Одним із конкурентних матеріалів аустенітної боровмісної нержавіючої сталі є сталі феритного класу, які так само містять бор. Феритні нержавіючі сталі задовольняють більшості вимог щодо корозійної стійкості, а їх зносостійкість представляє особливий інтерес з трибологічної точки зору. Крім того, зазначена група сталей характеризується низьким вмістом нікелю, що робить їх економічно конкурентоспроможними [39]. На територіях держав колишнього пострадянського простору проведена досить вдала спроба використання нержавіючої сталі феритного класу 04Х13Т3Р1Ф у атомній промисловості, шляхом модифікації її хімічного складу шляхом додавання більш високої кількості бору, але труднощі виготовлення конкурентоспроможної продукції з такої сталі залишаються невирішеними. Через низьку технологічну пластичність витратний коефіцієнт металу від трубної заготовки до готової шестигранної труби становить ~ 4,0. Це пов'язано з високим рівнем крихкості як за кімнатної, так і за підвищених температур [40]. Розв'язанню проблеми наднормативних витрат металу присвячено велику кількість закордонних досліджень за напрямком гарячого деформування боровмісних сталей [41, 42], однак застосування цих рішень не дозволяє знизити витратний коефіцієнт нижче 3,403 [43].

Висновки

За результатами проведеного аналізу сучасних науково-технічних джерел встановлено, що за останні десятиріччя опубліковано значну кількість робіт, які присвячено дослідженню та розробленню нових конструкційних матеріалів для виготовлення контейнерів для зберігання відпрацьованого ядерного палива атомних електростанцій. Показано, що одним з основних матеріалів з цим цільовим

призначенням є борвмісні нержавіючі сталі. З точки зору економічної складової найбільш раціональним кроком під час зберігання та транспортування відходів ядерного палива є використання нержавіючих сталей феритного класу, на кшталт борвмісної марки 04Х14Т3Р1Ф. Однак низка питань, яка пов'язана з технологічністю подібних борвмісних сталей феритного класу, залишається недостатньо вивченою, що не дозволяє розширити сферу їхнього застосування, зокрема в ядерній енергетиці. Такі особливості пов’язані, перш за все, із недостатністю інформації щодо впливу пластичного деформування на особливості формування структури нержавіючих борвмісних сталей феритного класу, а також хімічної неоднорідності на розподіл та кількість боридних включень. Відсутньою також є інформація стосовно впливу параметрів режиму термічного оброблення на формування структури та механічних властивостей готових металовиробів із нержавіючих сталей феритного класу. Успішне розв’язання зазначених науково-технічних проблем зумовить необхідний поштовх до імпортозаміщення у галузі ядерної енергетики України, зокрема забезпечить виготовлення на національних виробничих потужностях сучасних конкурентоспроможних нейтронно-поглинальних контейнерів для зберігання і транспортування відпрацьованого ядерного палива.

Перелік посилань

1. Fernández-Arias P., Vergara D., Antón-Sancho Á. Global Review of International Nuclear Waste Management. *Energies*. 2023. Vol. 16. P. 6215. https://doi.org/10.3390/en16176215.

2. Fernández-Arias P., Vergara D., Antón-Sancho Á. Bibliometric Review and Technical Summary of PWR Small Modular Reactors. *Energies*. 2023. Vol. 16. https://doi.org/10.3390/en16135168.

3. Dolin V., Frano R., Kopylenko O., Cancemi S. Assessment of the behavior of spent nuclear fuel in Ukraine. *Safety of Nuclear Waste Disposal*. 2023. Vol.2. P. 199-200. https://doi.org/10.5194/sand-2-199-2023.

4. Khotiaintseva O., Khotiaintsev V., Gulik V. Radiological characteristics of spent nuclear fuel from small modular reactors under consideration for deployment in Ukraine. *Nuclear Technology and Radiation, Protection*. 2023. Vol. 38. P. 88-95. https://doi.org/10.2298/NTRP2302088K.

5. Transport of Radioactive Material (Updated January 2022). URL: https://world-nuclear.org/information-library/nuclear-fuel-cycle/transport-of-nuclear-materials/transport-of-radioactive-materials.aspx.

6. Григораш О., Дибач О., Кондратьєв С., Горбаченко О., Панченко А., Шугайло О., Ковбасенко Ю., Вишемірський М., Богорад В., Бєлих Д., Шендерович В. Питання ядерної та радіаційної безпеки централізованого сховища відпрацьованого ядерного палива АЕС України. *Ядерна та радіаційна безпека.* 2017. № 75. С. 3–10. https://doi.org/10.32918/nrs.2017.3(75).01.

7. Fukuda T., Kobata M., Shobu T., Yoshii K., Kamiya J., Iwamoto Y., Makino T., Yamazaki Y., Ohshima T., Shirai Y., Yaita T. Direct energy conversion

using Ni/SiC Schottky junction in ^{237}Np and ^{241}Am gamma ray regions. *Journal of Applied Physics*. 2022. Vol. 132. 245102. https://doi.org/10.1063/5.0099136.

8. Kurniawan T. A., Othman M. H. D., Singh D., Avtar R., Hwang G. H., Setiadi T., Lo W.-h. Technological solutions for long-term storage of partially used nuclear waste: A critical review. *Annals of Nuclear Energy*. 2021. Vol. 166. 108736. https://doi.org/10.1016/j.anucene.2021.108736.

9. Hu G., Pfingsten W. Data-driven machine learning for disposal of high-level nuclear waste: A review. *Annals of Nuclear Energy*. 2023. Vol. 180. 109452. https://doi.org/10.1016/j.anucene.2022.109452.

10. He J. Y., Soliman S. E., Baratta A. J., Balliett T. A. Fracture Mechanism of Borated Stainless Steel. *Nuclear Technology*. 2000. Vol. 130:2, p. 218-225. https://doi.org/10.13182/NT00-A3089.

11. Smith R., Loomis G., Deltete C. Borated stainless steel application in spent-fuel storage racks. Report. 1992. WEB: https://www.osti.gov/biblio/7024014.

12. Hafez S., Elshazly R., Eissa M., EL-Kameesy S. High Borated Stainless-Steel Alloys for Nuclear Reactor Domains. *Arab Journal of Nuclear Sciences and Applications*. 2021. Vol. 54. P. 97–104. https://doi.org/10.21608/ajnsa.2021.29519.1352.

13. Li Y.-W., Liu H.-T., Wang Z., Zhang Z.-H., Li W.-T., Shen H.-Y., Zhang X.-M., Wang G.-D. Solidification microstructure of high borated stainless steels with rare earth and titanium additions. *Rare Metals*. 2019. 39. P. 1483–1491. https://doi.org/10.1007/s12598-019-01247-w.

14. Li Y.-W., Wang Z., Liu H.-T., Li G. Effect of Solution Treatment on the Microstructure and Mechanical Properties of High-Borated Steel Composites. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2022. 32. https://doi.org/10.1007/
s11665-022-07312-3.

15. Cizek P., Parker B., Bijok M., Zuna P. The Influence of Large Boride Particles on Microstructural Evolution in AISI 304 Steel. *Isij International*. 1994. Vol. 34. Iss. 8. P. 679–688. https://doi.org/10.2355/isijinternational.34.679.

16. Chen Y., Nie J., Wang F., Yang H., Wu C., Liu X., Zhao Y. Revealing hetero-deformation induced (HDI) stress strengthening effect in laminated Al-(TiB2+TiC) p/6063 composites prepared by accumulative roll bonding. *Journal of Alloys and Compounds*. 2019. 815. 152285. https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2019.152285.

17. Li Y.-W., Liu H.-T., Wang Z., Zhang X.-M., Wang G.-D. Suppression of edge cracking and improvement of ductility in high borated stainless steel composite plate fabricated by hot-roll-bonding. *Materials Science and Engineering: A*. 2018. 731. https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.06.039.

18. Moon J., Jang J., Kim S.-D., Lee T.-H., Ha H.-Y., Lee C.-H., Hong H. Different aspect of solidification cracking susceptibility and hot ductility behavior of borated stainless steels and the effects of boron content. *Materials Characterization*. 2020. 164. 110319. https://doi.org/10.1016/j.matchar.2020.110319.

19. Sun W., Hu G., Xu H., Li Y., Wang C., Men T., Ji F., Lao W., Yu B., Sheng L. Study on the Influence of Reinforced Particles Spatial Arrangement on the Neutron Shielding Performance of the Composites. *Materials*. 2022. Vol. 15(12). P. 4266. https://doi.org/10.3390/ma15124266.

20. Jung Y., Lee Y., Kim J., Ahn S. Accelerated Corrosion Tests of Al-B4C Neutron Absorber Used in Spent Nuclear Fuel Pool. *Journal of Nuclear Materials*. 2021. Vol. 552. P. 153011. https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2021.153011.

21. Jung Y., Lee M., Kim K., Ahn S. 10B(n, α)7Li reaction-induced gas bubble formation in Al–B4C neutron absorber irradiated in spent nuclear fuel pool. *Journal of Nuclear Materials*. 2020. Vol. 533. P. 152077. https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2020.152077.

22. Xue X., Wang C., Tao J., Cao X.-Z., Ri R., Yang H. Research Progress on Aluminum-Boron Compounds (Al-B) and Its Composite Materials. *Bulletin of the Chinese Ceramic Society. Journal of Inorganic Materials*. 2013. Vol. 32. P. 2037-2045. Link: https://bit.ly/3161Gy5.

23. Lindquist K. Handbook of Neutron Absorber Materials for Spent Nuclear Fuel Transportation and Storage Applications: Technical Report. Electric Power Research Institute: Palo Alto, CA, USA, 2022. https://www.epri.com/research/products/000000003002018496.

24. Huang M., Fan G.-H., Geng L., Cao G., Du Y., Wu H., Zhang T., Kang H., Wang T., Du G., Xie H. Revealing extraordinary tensile plasticity in layered Ti-Al metal composite. *Scientific Reports*. 2016. 6. 38461. https://doi.org/10.1038/srep38461.

25. So K., Chen D., Kushima A., Li M., Kim S., Yang Y., Wang Z., Park J., Lee Y.-H., Gonzalez R., Kiwi M., Bringa E., Shao L., Li J. Dispersion of carbon nanotubes in aluminum improves radiation resistance. *Nano Energy*. 2016. Vol. 22. DOI: 10.1016/j.nanoen.2016.01.019.

26. Wu S., Li H., Futaba D., Chen G., Chen C., Zhou K., Zhang Q., Li M., Ye Z., Xu Ming. Structural Design and Fabrication of Multifunctional Nanocarbon Materials for Extreme Environmental Applications. *Advanced Materials*. 2022. Vol. 34. https://doi.org/10.1002/adma.202201046.

27. Huo Z., Zhao S., Zhong G., Zhang H., Hu L. Surface modified-gadolinium/boron/polyethylene composite with high shielding performance for neutron and gamma-ray. *Nucl. Mater. Energy* 2021, Vol. *29. P*. 101095–101107. https://doi.org/10.1016/j.nme.2021.101095.

28. Wang P., Tang X., Chai H., Chen D., Qiu Y. Design, fabrication, and properties of a continuous carbon-fiber reinforced Sm2O3/polyimide gamma ray/neutron shielding material. *Fusion Eng. Des.* 2015, Vol. *101. P*. 218–225. https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2015.09.007.

29. Li X., Wu J., Tang C., He Z., Yuan P., Sun Y., Lau W.-M., Zhang K., Mei J., Huang Y. High temperature resistant polyimide/boron carbide composites for neutron radiation shielding. *Composites Part B: Engineering*. 2018. 159. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2018.10.003.

30. Kim T.-M., Dho H.-S., Cho C.-H., Ko J.-H. Preliminary Shielding Analysis of the Concrete Cask for Spent Nuclear Fuel Under Dry Storage Conditions. *Journal of the Nuclear Fuel Cycle and Waste Technology (JNFCWT)*. 2017. 15. P. 391–402. https://doi.org/10.7733/jnfcwt.2017.15.4.391.

31. Tanaka T., Hagiwara K., Gazzola E., Ali A., Ou I., Sudo T., Das P. K., Reen M. S., Dhir R., Koshio Y., Sakuda M., Kimura A., Nakamura S., Iwamoto N., Harada H., Collazuol G., Lorenz S., Wurm M., Focillon W., Gonin M., Yano T. Gamma-ray spectra from thermal neutron capture on gadolinium-155 and natural gadolinium. *Progress of Theoretical and Experimental Physics*. 2020. Vol. 2020. Iss. 4. 043D02. https://doi.org/10.1093/ptep/ptaa015.

32. Piotrowski T. Shielding concrete with neutron attenuating and absorbing components. *Micro and Nanostructured Composite Materials for Neutron*

Shielding Applications. 2020. P. 177–218. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-819459-1.00007-6.

33. Divya M., Albert S. K. Weldability Study on SS 304B4 Joined using Boron Containing Austenitic Stainless Steel Consumable. *Journal of Welding and Joining*. 2018. 36(6). P. 60–70. https://doi.org/10.5781/JWJ.2018.36.6.10.

34. Hadzihafizovic D. Stainless steel classification. 2023.

35. Поболь И. Л. Применение электронно-лучевых технологий – этап решения проблемы обращения с отработавшим ядерным топливом. *Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В. Промышленность. Прикладные науки*. 2014. № 3. С. 35–42.

36. Baddoo N. R. Stainless Steel in Construction: A Review of Research, Applications, Challenges and Opportunities. *Journal of Constructional Steel Research*. 2008. 64. 1199-1206. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2008.07.011.

37. Nickel - 2023 Data - 1993-2022 Historical - 2024 Forecast - Price - Quote - Chart (tradingeconomics.com).

38. Charles J., Mithieux J.D., Santacreu P.O., Peguet L. The ferritic stainless family: the appropriate answer to nickel volatility? *Revue De Metallurgie-cahiers D Informations Technique. 2009. 106,* 124-139. https://doi.org/10.1051/metal/2009024.

39. Silva D., Nascimento A., Koga G., Zepon G., Kiminami C., Botta W., Bolfarini, C. Alloy design for microstructural-tailored boron-modified ferritic stainless steel to ensure corrosion and wear resistance. *Journal of Materials Research and Technology*. 2023. 24. P. 418–429. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.03.023.

40. Wang Z., Li Y.-W., Wang G.-D., Liu H.-T. Effects of boron content on the microstructure and mechanical properties of twin-roll strip casting borated steel sheets. *Materials Science and Engineering: A.* 2020. 793. 139847. https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.139847.

41. Пат. RU 2412770 Способ изготовления трубной заготовки с однородной структурой. А.С. № 2009134665/02., № заявл. 17.09.2009., опубл. 27.02.2011, Бюл. № 6.

42. Пат. RU 2618687 Шестигранная труба–заготовка из стали с содержанием бора от 1,3 до 3,0 % и способ её изготовления. № 2016110316, заявл. 22.03.2016., опубл. 10.05.2017, Бюл. № 13.

43. Никитин К. Н., Осадчий В. Я., Сафьянов А. В., Коликов А. П., Бубнов К. Э. Совершенствование технологии производства бесшовных шестигранных труб из борсодержащих сталей. *Черные металлы*. 2016. №10. С. 39–43.

References

1. Fernández-Arias, P., Vergara, D., & Antón-Sancho, Á. (2023). Global Review of International Nuclear Waste Management. *Energies*, 16, 6215. https://doi.org/10.3390/en16176215

2. Fernández-Arias, P., Vergara, D., & Antón-Sancho, Á. (2023). Bibliometric Review and Technical Summary of PWR Small Modular Reactors. *Energies*, 16. https://doi.org/10.3390/en16135168

3. Dolin, V., Frano, R., Kopylenko, O., & Cancemi, S. (2023). Assessment of the behavior of spent nuclear fuel in Ukraine. *Safety of Nuclear Waste Disposal*, 2, 199-200. https://doi.org/10.5194/sand-2-199-2023

4. Khotiaintseva, O., Khotiaintsev, V., & Gulik, V. (2023). Radiological characteristics of spent nuclear fuel from small modular reactors under consideration

for deployment in Ukraine. *Nuclear Technology and Radiation, Protection*, 38, 88-95. https://doi.org/10.2298/NTRP2302088K

5. Transport of Radioactive Material (Updated January 2022) (2022). WEB: https://world-nuclear.org/information-library/nuclear-fuel-cycle/transport-of-nuclear-materials/transport-of-radioactive-materials.aspx

6 Hryhorash, O., Dybach, O., Kondratiev, S., Horbachenko, O., Panchenko, A., Shuhailo, O., Kovbasenko, Y., Vyshemirskyi, M., Bohorad, V., & Byelykh, D., Shenderovych, V. (2017). *Pitannya yadernoyi ta radiatsiynoyi bezpeki tsentralizovanogo shovischa vidpratsovanogo yadernogo paliva AES Ukrayini* [Nuclear and Radiation Safety of the Centralized Spent Fuel Storage Facility in Ukraine]. *Nuclear and Radiation Safety*, 75, 3-10

7 Fukuda, T., Kobata, M., Shobu, T., Yoshii, K., Kamiya, J., Iwamoto, Y., Makino, T., Yamazaki, Y., Ohshima, T., Shirai, Y., & Yaita, T. (2022). Direct energy conversion using Ni/SiC Schottky junction in ^{237}Np and ^{241}Am gamma ray regions. *Journal of Applied Physics*, 132, 245102. https://doi.org/10.1063/5.0099136

8 Kurniawan, T. A., Othman, M. H. D., Singh, D., Avtar, R., Hwang, G. H., Setiadi, T., & Lo, W.-h. (2021). Technological solutions for long-term storage of partially used nuclear waste: A critical review. *Annals of Nuclear Energy*, 166, 108736. https://doi.org/10.1016/j.anucene.2021.108736

9 Hu, G., & Pfingsten, W. (2023). Data-driven machine learning for disposal of high-level nuclear waste: A review. *Annals of Nuclear Energy*, 180, 109452. https://doi.org/10.1016/j.anucene.2022.109452

10 He, J. Y., Soliman, S. E., Baratta, A. J., & Balliett, T. A. (2000). Fracture Mechanism of Borated Stainless Steel. *Nuclear Technology*, 130(2), 218-225. https://doi.org/10.13182/NT91-A34595

11 Smith, R., Loomis, G., & Deltete, C. (1992). Borated stainless steel application in spent-fuel storage racks. Report. https://www.osti.gov/biblio/7024014

12 Hafez, S., Elshazly, R., & Eissa, M., (2021). EL-Kameesy, S. High Borated Stainless-Steel Alloys for Nuclear Reactor Domains. *Arab Journal of Nuclear Sciences and Applications*, 54, 97–104. https://doi.org/10.21608/ajnsa.2021.29519.1352

13 Li, Y.-W., Liu, H.-T., Wang, Z., Zhang, Z.-H., Li, W.-T., Shen, H.-Y., Zhang, X.-M., & Wang, G.-D. (2019). Solidification microstructure of high borated stainless steels with rare earth and titanium additions. *Rare Metals*, 39, 1483–1491. https://doi.org/10.1007/s12598-019-01247-w

14 Li, Y.-W., Wang, Z., Liu, H.-T., & Li, G. (2022). Effect of Solution Treatment on the Microstructure and Mechanical Properties of High-Borated Steel Composites. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 32. https://doi.org/10.1007/s11665-022-07312-3

15 Cizek, P., Parker, B., Bijok, M., & Zuna, P. (1994). The Influence of Large Boride Particles on Microstructural Evolution in AISI 304 Steel. *Isij International*, 34(8), 679–688. https://doi.org/10.2355/isijinternational.34.679

16 Chen, Y., Nie, J., Wang, F., Yang, H., Wu, C., Liu, X., & Zhao, Y. (2019). Revealing hetero-deformation induced (HDI) stress strengthening effect in laminated Al-(TiB2+TiC) p/6063 composites prepared by accumulative roll bonding. *Journal of Alloys and Compounds*, 815, 152285. https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2019.152285

17 Li, Y.-W., Liu, H.-T., Wang, Z., Zhang, X.-M., & Wang, G.-D. (2018). Suppression of edge cracking and improvement of ductility in high borated stainless

steel composite plate fabricated by hot-roll-bonding. *Materials Science and Engineering: A.*, 731. https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.06.039

18 Moon, J., Jang, J., Kim, S.-D., Lee, T.-H., Ha, H.-Y., Lee, C.-H., & Hong, H. (2020). Different aspect of solidification cracking susceptibility and hot ductility behavior of borated stainless steels and the effects of boron content. *Materials Characterization*, 164, 110319. https://doi.org/10.1016/j.matchar.2020.110319

19 Sun, W., Hu, G., Xu, H., Li, Y., Wang, C., Men, T., Ji, F., Lao, W., Yu, B., & Sheng, L. (2022). Study on the Influence of Reinforced Particles Spatial Arrangement on the Neutron Shielding Performance of the Composites. *Materials*, 15(12), 4266. https://doi.org/10.3390/ma15124266

20 Jung, Y., Lee, Y., Kim, J., & Ahn, S. (2021). Accelerated Corrosion Tests of Al-B4C Neutron Absorber Used in Spent Nuclear Fuel Pool. *Journal of Nuclear Materials*, 552, 153011. https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2021.153011

21 Jung, Y., Lee, M., Kim, K., & Ahn, S. (2020). 10B(n, α)7Li reaction-induced gas bubble formation in Al–B4C neutron absorber irradiated in spent nuclear fuel pool. *Journal of Nuclear Materials*, 533, 152077. https://doi.org/10.1016/ j.jnucmat.2020.152077

22 Xue, X., Wang, C., Tao, J., Cao, X.-Z., Ri, R., & Yang, H. (2013). Research Progress on Aluminum-Boron Compounds (Al-B) and Its Composite Materials. *Bulletin of the Chinese Ceramic Society. Journal of Inorganic Materials*, 32, 2037-2045. Link: https://bit.ly/3161Gy5

23 Lindquist, K. (2022). Handbook of Neutron Absorber Materials for Spent Nuclear Fuel Transportation and Storage Applications: Technical Report. Electric Power Research Institute: Palo Alto, CA, USA. https://www.epri.com/research/ products/000000003002018496

24 Huang, M., Fan, G.-H., Geng, L., Cao, G., Du, Y., Wu, H., Zhang, T., Kang, H., Wang, T., Du, G., & Xie, H. (2016). Revealing extraordinary tensile plasticity in layered Ti-Al metal composite. *Scientific Reports*, 6, 38461. https://doi.org/10.1038/srep38461

25 So, K., Chen, D., Kushima, A., Li, M., Kim, S., Yang, Y., Wang, Z., Park, J., Lee, Y.-H., Gonzalez, R., Kiwi, M., Bringa, E., Shao, L., & Li, J. (2016). Dispersion of carbon nanotubes in aluminum improves radiation resistance. *Nano Energy*, 22. https://doi.org/10.1016/j.nanoen.2016.01.019

26 Wu, S., Li, H., Futaba, D., Chen, G., Chen, C., Zhou, K., Zhang, Q., Li, M., Ye, Z., & Xu, Ming. (2022). Structural Design and Fabrication of Multifunctional Nanocarbon Materials for Extreme Environmental Applications. *Advanced Materials*, 34. https://doi.org/10.1002/adma.202201046

27 Huo, Z., Zhao, S., Zhong, G., Zhang, H., & Hu, L. (2021). Surface modified-gadolinium/boron/polyethylene composite with high shielding performance for neutron and gamma-ray. *Nucl. Mater. Energy*, *29*, 101095–101107. https://doi.org/10.1016/j.nme.2021.101095

28 Wang, P., Tang, X., Chai, H., Chen, D., & Qiu, Y. (2015). Design, fabrication, and properties of a continuous carbon-fiber reinforced Sm2O3/polyimide gamma ray/neutron shielding material. *Fusion Eng. Des.*, 101, 218–225. https://doi.org/ 10.1016/j.fusengdes.2015.09.007

29 Li, X., Wu, J., Tang, C., He, Z., Yuan, P., Sun, Y., Lau, W.-M., Zhang, K., Mei, J., & Huang, Y. (2018). High temperature resistant polyimide/boron carbide composites for neutron radiation shielding. *Composites Part B: Engineering*, 159. https://doi.org/10.1016/ j.compositesb.2018.10.003

30 Kim, T.-M., Dho, H.-S., Cho, C.-H., & Ko, J.-H. (2017). Preliminary Shielding Analysis of the Concrete Cask for Spent Nuclear Fuel Under Dry Storage Conditions. *Journal of the Nuclear Fuel Cycle and Waste Technology (JNFCWT)*, 15, 391–402. https://doi.org/10.7733/jnfcwt.2017.15.4.391

31 Tanaka, T., Hagiwara, K., Gazzola, E., Ali, A., Ou, I., Sudo, T., Das, P. K., Reen, M. S., Dhir, R., Koshio, Y., Sakuda, M., Kimura, A., Nakamura, S., Iwamoto, N., Harada, H., Collazuol, G., Lorenz, S., Wurm, M., Focillon, W., Gonin, M., & Yano, T. (2020). Gamma-ray spectra from thermal neutron capture on gadolinium-155 and natural gadolinium. *Progress of Theoretical and Experimental Physics*, 2020(4), 043D02. https://doi.org/10.1093/ptep/ptaa015

32 Piotrowski, T. (2020). Shielding concrete with neutron attenuating and absorbing components. *Micro and Nanostructured Composite Materials for Neutron Shielding Applications*, 177–218. https://doi.org/10.1016/B978-0-12-819459-1.00007-6

33 Divya, M., & Albert, S. K. (2018). Weldability Study on SS 304B4 Joined using Boron Containing Austenitic Stainless Steel Consumable. *Journal of Welding and Joining*, 36(6), 60–70. https://doi.org/10.5781/JWJ.2018.36.6.10

34 Hadzihafizovic, D. (2023). Stainless steel classification

35 Pobol, Y. L. (2017). *Primenenie elektronno-luchevyih tehnologiy – etap resheniya problemyi obrascheniya s otrabotavshim yadernyim toplivom* [The use of electron beam technologies is a stage in solving the problem of spent nuclear fuel management]. Bulletin of Polotsk State University. Series B. Industry. *Applied Science*, 3, 35–42

36 Baddoo, N. R. (2008). Stainless Steel in Construction: A Review of Research, Applications, Challenges and Opportunities. *Journal of Constructional Steel Research*, 64, 1199-1206. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2008.07.011

37 Nickel - 2023 Data - 1993-2022 Historical - 2024 Forecast - Price - Quote - Chart (tradingeconomics.com)

38 Charles, J., Mithieux, J. D., Santacreu, P. O., & Peguet, L. (2009). The ferritic stainless family: the appropriate answer to nickel volatility? *Revue De Metallurgie-cahiers D Informations Technique*, 106, 124-139. https://doi.org/10.1051/metal/2009024

39 Silva, D., Nascimento, A., Koga, G., Zepon, G., Kiminami, C., Botta, W., & Bolfarini, C. (2023). Alloy design for microstructural-tailored boron-modified ferritic stainless steel to ensure corrosion and wear resistance. *Journal of Materials Research and Technology*, 24, 418–429. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.03.023

40 Wang, Z., Li, Y.-W., Wang, G.-D., & Liu, H.-T. (2020). Effects of boron content on the microstructure and mechanical properties of twin-roll strip casting borated steel sheets. *Materials Science and Engineering: A*, 793, 139847. https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.139847

41 *Sposob izgotovleniya trubnoy zagotovki s odnorodnoy strukturoy* [Method of conversion pipe manufacturing in pipe rolling plants with pilger mills of low-elasticity steel with boron content of 1,3-1,8 %]. № 2334571C2 Russian. № 2006139464/02A; 07.11.2006; published 27.09.2008. *Bulletin* No. 27

42 *Shestigrannaya truba–zagotovka iz stali s soderzhaniem bora ot 1,3 do 3,0 % i sposob eyo izgotovleniya* [Hexagon steel pipe-billet with boron content of 1,3 to 3,0 % and method of its manufacture]: pat. 2618687 Russian. № 2016110316; 22.03.2016; published 10.05.2017. *Bulletin* No. 13

43 Nikitin, K. N., Osadchiy, V. Ya., Safyanov, A. V., Kolikov, A. P., Bubnov, K. E. (2016). *Sovershenstvovanie tehnologii proizvodstva besshovnyih shestigrannyih trub iz borsoderzhaschih staley* [Improving the production technology of seamless hexagonal pipes made of boron steels]. *Ferrous metals*, 10, 39–43

T. V. Balakhanova[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-2493-218X
I. M. Chuiko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-4753-614X
E. V. Parusov[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, Head of Department, ORCID 0000-0002-4560-2043
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*

SOME ASPECTS OF THE USE OF STEEL DURING OUT OF REACTOR STORAGE AND TRANSPORTATION OF SPENT NUCLEAR FUEL. (REVIEW)

Abstract. In the world, the nuclear industry is considered an ideal option for an environmentally friendly source of energy generation, based on the separation of the radioactive nuclide of the chemical element ^{235}U. When generating electricity from nuclear power plants, the main disadvantage is the generation of radioactive waste. After spent fuel is removed from a nuclear reactor, it is placed in special containers containing absorption and retention elements. It is obvious that the storage and transportation of spent nuclear fuel plays an important role in the development and overall safety of the nuclear industry, and high-quality neutron-absorbing materials are the basis for the successful manufacture of reliable structures and containers. The development of modern neutron absorption materials ensures reliability, safety, storage duration, as well as reducing the cost of logistics operations associated with the transportation of radioactive waste. Based on the results of the analysis of scientific and technical sources, modern ideas about materials for the manufacture of containers, which are used for storage and transportation of nuclear fuel waste, are summarized. The advantages and disadvantages of the main materials used in the disposal of spent nuclear fuel are considered. It has been established that, from an economic point of view, the most rational material for storing and transporting radioactive waste is ferritic stainless steel with a high boron content, which, in addition to absorption abilities, is characterized by other properties required for this type of product. Since boron has a low ability to dissolve in both austenite and ferrite, this leads to the formation of borides of various types, which contribute to the embrittlement of the structural material. At the same time, the distribution of borides over the volume of a metal product is determined not only by a set of properties, but also by the protective properties of the material, as well as the manufacturability of the final product from it. Despite the fact that boron-containing steels of the ferritic class have been known for a long time, issues related to the processes of structure formation, increasing technological and operational properties still remain insufficiently studied and controversial. There is also no information on the influence of heat treatment on the formation of the structure and mechanical properties of finished products made of ferritic stainless steels. Successful solution of these scientific and technical problems will ensure the production of modern high-quality

neutron-absorbing containers for off-reactor storage and transportation of spent nuclear fuel.

Key words: spent nuclear fuel, shielding materials, neutron absorption, boron, ferritic stainless steel

For citation: Balakhanova, T. V., Chuiko, I. M., Parusov, E. V., & Oliinyk, E. V. (2023). Some aspects of the use of steel during out of reactor storage and transportation of spent nuclear fuel. (Review). *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 389-406. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-389-406

Стаття надійшла до редакції збірника 01.11.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-407-433
УДК 669.15.018.295

С. І. Губенко[1,2], д.т.н., проф., с.н.с., ORCID 0000-0001-6626-3979
Е. В. Парусов[1], д.т.н., с.н.с., зав. відд., ORCID 0000-0002-4560-2043
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] *Придніпровська державна академія будівництва та архітектури*

ФОРМОЗМІНА І ПЕРЕРОЗПОДІЛ НЕМЕТАЛЕВИХ ВКЛЮЧЕНЬ В СТАЛЯХ ЗА ОБРОБКИ ТИСКОМ

Анотація. Досліджені особливості формозміни та перерозподілу неметалевих включень різних типів за обробки сталей тиском (прокатка, ковка, волочіння). Уявлення про пластичну формозміну включень розглянуто з позицій фізичної мезомеханіки гетерофазних сплавів. Показано, що неметалеві включення сприяють локалізації пластичної деформації, яка супроводжується взаємодією неметалевих включень і сталевої матриці, що визначає їх спільну пластичну формозміну та перерозподіл включень у сталевій матриці. Встановлено особливості цих процесів за різних видів та температурних режимів обробки тиском, що визначає характери напружень поблизу включень і пластичної течії сталевої матриці. Показано, що температурний режим обробки тиском визначає можливість релаксаційних процесів у сталевій матриці поблизу включень і рівень пластичності самих включень і міжфазних границь включення-матриця. Встановлено вплив температурного режиму гарячої деформації листових сталей та бунтового прокату на характер формозміни та деформівність пластичних включень та їх руйнування (крихке або в'язке), а також пластичність сталевої матриці, сили тертя на границях включення-матриця та пластичність останніх в процесі гарячої прокатки. Показано, що при розгляді пластичної поведінки неметалевих включень у пластичній сталевій матриці важливе значення має поведінка міжфазних границь включення-матриця за різних умов деформації. Вивчено особливості динамічного характеру спільної деформації системи включення-матриця, який пов'язаний з розвитком конкуруючих процесів на міжфазних границях включення-матриця: міжфазне тертя та просковзування. Обговорюються особливості гарячого та холодного просковзування, що відбуваються за різних температур деформації. Показано, що механізми кожного із зазначених процесів залежать від температурного режиму деформації, рівня пластичності включень та сталевої матриці. Встановлено вплив способу холодної деформації (прокатка та волочіння) на формозміну пластичних включень та перерозподіл недеформівних включень у сталевій матриці. Розглянуто процеси, які визначають рівень пластичності неметалевих включень і границь включення-матриця і істотно впливають характер формозміни включень та їх перерозподілу в сталевий матриці в процесі обробки сталей тиском, що впливає на їх технологічну пластичність за різних температур та способів деформації.

Ключові слова: сталь, неметалеві включення, обробка тиском, прокатка, волочіння, пластична деформація, листовий прокат, бунтовий прокат, сталева

матриця, міжфазні границі включення-матриця, міжфазне тертя, просковзування.

Посилання для цитування: Губенко С. І., Парусов Е. В., Парусов О. В. Формозміна і перерозподіл неметалевих включень в сталях за обробки тиском. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 407-433. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-407-433

Актуальність проблеми. Відомо, що неметалеві включення (оксиди, сульфіди, силікати, нітриди, карбонітриди) негативно впливають на технологічні властивості сталей, оскільки часто є причиною утворення різного роду дефектів за обробки тиском, негативно впливають на гарячу і холодну технологічну пластичність, наприклад, вони можуть бути причиною червоноламкості [1-8]. Підвищення технологічної пластичності за різних умов обробки тиском є актуальною проблемою при виробництві виробів із різних марок сталей. Її рішення вимагає обов'язкового розвитку теоретичних основ впливу неметалевих включень на процеси пластичної деформації сталей за умов деформації. Останнім часом у зв'язку з розвитком релаксаційного багаторівневого підходу до проблеми пластичності твердих тіл проводяться дослідження процесів пластичної деформації на мезомасштабному рівні, використовуючи також і традиційні уявлення про деформаційну поведінку металевих матеріалів, у тому числі з гетерофазною структурою [9]. При розгляді пластичної формозміни неметалевих включень у пластичній сталевій матриці важливе значення має поведінка міжфазних границь включення-матриця за різних умов деформації.

Мета роботи – вивчення особливостей формозміни і перерозподілу неметалевих включень та їх впливу на закономірності процесів пластичної течії поблизу включень в сталях за різних умов обробки тиском.

Матеріали и методи досліджень. Поведінка включень за обробки тиском вивчали в умовах деформації на безперервному багатоклітьовому стані гарячої прокатки листових сталей 08Ю, 08Т, 08кп, 08Х18Н10Т, 12ГС, 08ГСЮТФ в інтервалі температур 1200-880 °С, кування заготовок зі сталей 08Ю, 08ГСЮТФ при температурах 1200-800 °С (в експериментальних цілях), холодної прокатки зі ступенями деформації 35-75 %, а також після гарячої пластичної деформації безперервнолитої заготовки (БЛЗ) у бунтовий прокат на багатоклітьовому прокатному стані (температура заготовки після нагріву в печі перед початком гарячої прокатки становить ~ 1100-1150 °С, температура закінчення деформації при виході металу з останньої чистової кліті дротяного блоку ~1150-1050 °С) і волочіння сталей С82D і С86D (сумарне відносне обтиснення 85,9 %). Така невелика відмінність температур початку і закінчення деформації пов'язана з розігрівом металу в процесі гарячої деформації, що обумовлено високошвидкісним процесом її проходження (швидкість

руху розкочування в залежності від кінцевого профілерозміру прокату на дротяній лінії становить 18-100 м/с), а також незначними міжклітинними паузами порядку 7-0,05 с.

Дослідження гарячого просковзування уздовж границь включення-матриця спостерігали за високотемпературної (900-1200 °С) деформації розтягуванням у вакуумі на установці ІМАШ-5С зі швидкістю переміщення захватів 1680 мм/хв, коли відбувається вакуумне травлення, що виявляє рельєф деформації і величину зміщення рисок. За дослідженням холодного просковзування зразки сталей розтягували у вакуумі за температур 25-900 °С на установці ІМАШ-5С зі швидкістю переміщення захватів 2000 мм/хв. На поверхні зразків за допомогою приладу ПМТ-3 наносили реперні точки поблизу полюсів включення 0° та 90° по обидва боки від границі включення-матриця. Методики досліджень наведено у роботах [10, 11]. Ідентифікацію включень проводили металографічним («Neophot-31»), петрографічним та мікрорентгеноспектральним («Axiovert 200M MAT», «МС-46 Cameca») методами. Мікроструктуру сталевої матриці поблизу включень досліджували за допомогою мікроскопа «Neophot-31», трансмісійного електронного мікроскопа «JEOL JEM-100 CX» та растрових електронних мікроскопів «VEGA TS5130MM» та «JSM-35».

Результати досліджень та їх обговорення. Поведінка включень за обробки сталі тиском, зокрема деформівність, визначається такими факторами, як температура їх плавлення або розм'якшення, спосіб деформації сталі, температура і ступінь деформації, співвідношення фізико-механічних властивостей включення та матриці, яке також визначається температурою і т. п. [12, 13]. Показник чи індекс деформівності включень [10, 11, 14]:

$$\nu = \varepsilon_в / \varepsilon_м, \qquad (1)$$

де $\varepsilon_в$ і $\varepsilon_м$ – відповідно ступінь деформації включення та матриці.

Індекс деформівності характеризує деформацію різних включень в сталевий матриці під час обробки [10, 11, 14]. Якщо $\nu = 1$, включення деформується так само, як сталева матриця, коли $\nu = 0$, включення не деформується. Ступінь пластичності включення суттєво залежить від його кристалічної структури, хімічного складу та температури [10, 11]. Опір деформації включень та сталевої матриці в залежності від температури змінюється різною мірою [10, 11, 14–21], що сприяє концентрації напружень і впливає на формозміну включень.

Механізм деформації включень за обробки тиском має велике значення для їх пластичної поведінки. Уявлення про пластичну формозміну включень слід розглядати з позицій фізичної мезомеханіки гетерофазних сплавів [9]. На включення за обробки тиском діють

нормальні стискаючі напруження від тиску деформуючого інструменту, що передаються через металеву матрицю, поздовжні зсувні напруження, що виникають в матриці під час її деформації, а також напруження тертя на поверхні розділу включення-матриця [10, 11]. Величина нормальних напруженеь залежить від тиску деформуючого інструменту та ступеня сумарного відносного обтиснення прокату або маршруту волочіння, зсувних – від ступеня наклепу за деформації, пластичності металевої матриці, що визначається температурою та типом і параметрами її структури (тип кристалічної решітки, фазовий склад, розміри зерен та ін).

Залежно від способу деформації, змінюється схема напруженого стану поблизу включення. Насамперед це пов'язано із загальними схемами головних деформацій та головних напружень [22]. Співвідношення між величинами напружень за різних схем напруженого стану є різними. Для різних методів обробки сталі тиском можуть бути однакові схеми головних деформацій та різні схеми головних напружень і навпаки. Осередок деформації часто розбитий на кілька ділянок, де переважаючі схеми головних напружень можуть бути різними. В процесі деформування на різних етапах напруження, що діють на включення, можуть змінюватися за величиною і навіть знаком. Пластичність та опір деформації включень залежать від схеми головних деформацій, які визначають характери перерозподілу недеформівних включень в пластичній матриці та зміни форми пластичних включень в процесі деформування. Головним чином включення перерозподіляються з утворенням рядків у напрямку позитивних деформацій. Схеми розподілу головних деформацій і головних напружень відбивають неоднорідність напружень, що діють на саме включення, які у матриці поблизу включення за різних методах деформації є різними. За всіх видів обробки сталей тиском неметалеві включення перебувають у складно-напруженому стані, що постійно змінюється в процесі деформування. Неметалеві включення змінюють форму або руйнуються в залежності від ступеня їх пластичності.

За гарячої прокатки листових сталей 08Ю, 08Т, 08кп, 08Х18Н10Т, 12ГС, 08ГСЮТФ в інтервалі температур 1100–900 °С на безперервному стані гарячої прокатки включення більшості оксидів Al_2O_3, шпінелей $MnO{\cdot}Al_2O_3$, $MgO{\cdot}Al_2O_3$, оксидів титану TiO, Ti_2O_3, нітридів і карбонітридів титану TiCN, а також ільменіту $FeO{\cdot}TiO_2$ пластично не деформуються і розташовуються у вигляді рядків у напрямку прокатки (рис. 1, а, б). Частина таких включень крихко руйнується. Деякі включення окису заліза виявляють слабку пластичність. Очевидно, це відбувається на кінцевих етапах прокатки за температур 900 °С і нижче, оскільки окис заліза збільшує

пластичність за зниженням температури [14].

Силікати $FeO{\cdot}SiO_2$, $MnO{\cdot}SiO_2$ поводяться як пластична фаза сталі (рис. 1, в, г). Зустрічаються окремі включення чи кілька включень як рядки у напряму прокатки. Аналіз показав, що після прокатки силікати мають форму еліпсоїду [23]. Іноді силікати крихко руйнувалися (рис. 1, ґ, д), очевидно, після пластичного видовження включення на останніх стадіях деформації, так як завдяки різкому підвищенню мікротвердості силікату нижче 900 °С слід очікувати відповідне падіння їх пластичності [10, 11]. Окремі уламки зруйнованих силікатних включень можуть існувати як самостійні включення. Пластичні силікатні включення, простягаючись на значні відстані, порушують суцільність аустенітної матриці, що сприяє анізотропії властивостей сталі.

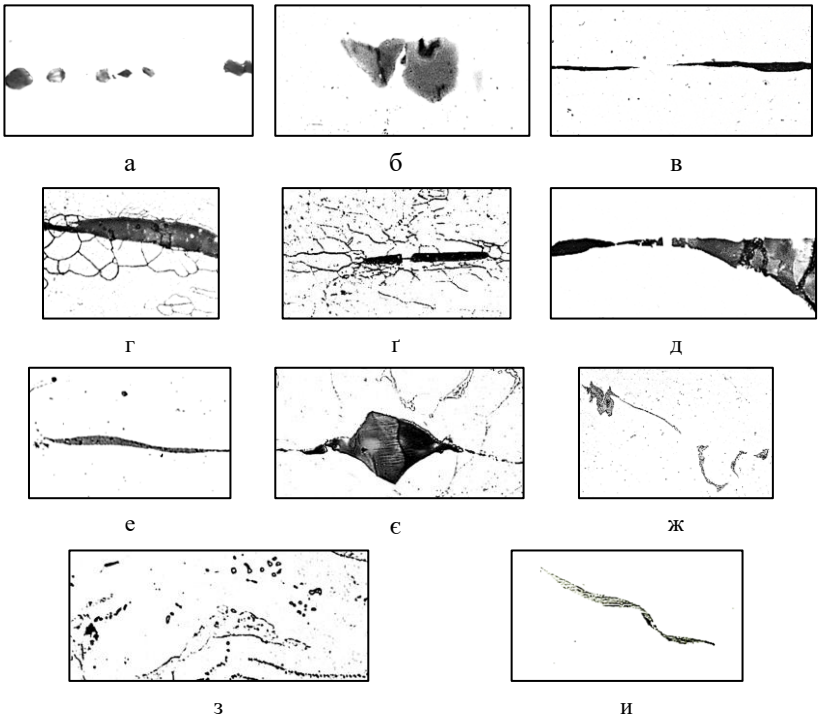


Рисунок 1 – Неметалеві включення (×500) після гарячої прокатки листових сталей (а-є) та гарячого кування (ж-и) сталей 08Ю, 08Т, 08кп, 08Х18Н10Т, 12ГС, 08ГСЮТФ

Пластичність залізо-манганових сульфідів (Mn, Fe)S за гарячої прокатки листових сталей різна (рис. 1, е). Поряд з легко деформованими включеннями були виявлені сульфіди, що не

деформуються. Пластичність сульфідного включення збільшується із зменшенням вмісту в ньому мангану [23].

Гетерофазні включення (оксид-силікат, оксид-сульфід, карбонітрид-сульфід та ін) виявляють неоднорідну деформівність за гарячої прокатки в залежності від природи фаз (рис. 1, є). При цьому спостерігається взаємний вплив фаз включень на їх поведінку за гарячої деформації, що пов'язано з динамічною взаємодією фаз включень через внутрішні міжфазні границі [24-26].

Поведінка включень за гарячого кування також визначається їх типом. Більшість оксидів Al_2O_3, TiO, Ti_2O_3, шпінелей $MnO{\cdot}Al_2O_3$, $MgO{\cdot}Al_2O_3$, нітридів і карбонітридів титану TiCN, а також ільменіта $FeO{\cdot}TiO_2$ пластично не деформуються і розташовуються у вигляді рядків, які, на відміну від рядків за прокатки, мають вигнуту форму (рис. 1, ж, з), що свідчить про складну течію сталевої матриці (аустеніту) в процесі кування. Пластичні залізо-манганові силікати, сульфіди деформуються і набувають вигнутої форми (рис. 1, и).

Гаряча пластична деформація бунтового прокату являє собою складний багатопрохідний процес отримання прокату, при якому на багатоклітьового прокатному стані відбувається формозміна БЛЗ квадратного перерізу 125 мм × 125 мм у прокат круглого перерізу з використанням системи калібрів овал ↔ круг. За гарячої деформації (прокатки) бунтового прокату за температур 1100-1150 °С поведінка неметалевих включень також залежить від рівня їх пластичності. Силікати SiO_2 пластично не деформуються на всіх етапах гарячої деформації, вони крихко руйнуються і перерозподіляються у смуги в напрямку деформації (рис. 2, а). Залізо-манганові силікати $FeO{\cdot}SiO_2$, $MnO{\cdot}SiO_2$ деформуються і видовжуються у напрямку прокатки, оскільки температурний інтервал деформації відповідає їх пластичному стану (рис. 2, б) [11, 27]. Форма пластичних силікатів $FeO{\cdot}SiO_2$, $MnO{\cdot}SiO_2$ постійно змінюється: вони по черзі набувають овальну та круглу форми, що пов'язано з чергуванням деформації БЛЗ у прокатних клітях з різним розташуванням валків (вертикальні та горизонтальні групи). При постійному видовженні пластичних силікатів у напрямку течії сталевої матриці відбувається зміна їх форми в поперечному перерізі. В структурі прокату ці включення в поперечному перерізі мають сферичну форму. Деякі силікатні включення під час гарячої прокатки в'язко руйнуються в процесі пластичного видовження і розкатуються у дуже тонкі стрічки (рис. 2, в). На відміну від досліджень, які викладені у роботах [10, 11], де температура гарячої деформації сталей становила менше 900 °С і фіксувалося крихке руйнування аналогічних видів силікатних включень після їх пластичного видовження (див. рис. 1, г, д), в даному випадку це явище не спостерігалося.

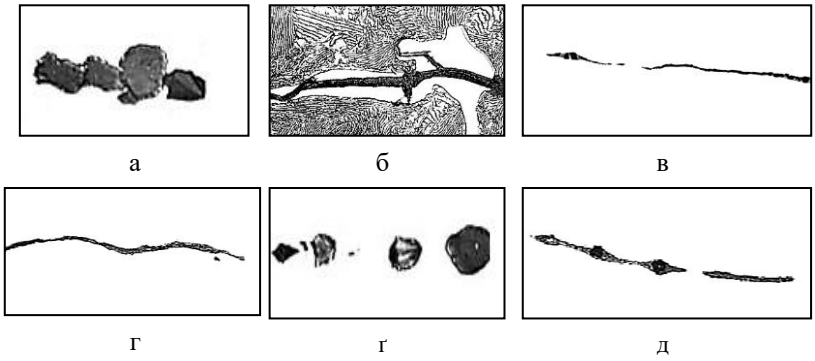


Рисунок 2 – Неметалеві включення (×500×2,5) після гарячої пластичної деформації БЛЗ зі сталей С82D і С86D.

Пластичність залізоманганових сульфідів (Mn, Fe)S за гарячої прокатки виявляється різною та залежить від вмісту мангану і заліза [10, 11, 23] (рис. 2, г). Поряд з легко деформованими сульфідами виявлено слабо деформовані сульфідні частинки. Форма пластичних сульфідів постійно змінюється: вони по черзі набувають овальну та круглу форми, що пов'язано з чергуванням деформації БЛЗ у прокатних клітях з різним розташуванням валків (вертикальні та горизонтальні групи). При постійному видовженні пластичних сульфідів у напрямку течії сталевої матриці відбувається зміна їх форми в поперечному перерізі, в результаті в поперечному перерізі вони мають сферичну форму. Руйнування сульфідних включень не спостерігали.

Включення алюмосилікатів, оксидів мангану, кальцію й алюмінію пластично не деформуються на всіх стадіях гарячої деформації та розташовуються у вигляді стрічок у напрямку течії сталі (рис. 2, ґ), частина з них крихко руйнується, а їх уламки розташовуються в стрічки у вигляді окремих фаз. Оксисульфідні $MnO{\cdot}Al_2O_3$+(Mn, Fe)S та оксисилікатні $MnO{\cdot}Al_2O_3$+$MnO{\cdot}SiO_2$ включення проявляють неоднорідну деформівність. Пластична сульфідна фаза легко деформується спільно з матрицею, а оксидна, яка знаходиться всередині включення, не змінює своєї форми (рис. 2, д). Напруження, які діють з боку аустенітної матриці, витрачаються на деформацію пластичної сульфідної фази, що не чинить опір течії сталевої матриці та легко деформується.

За умов гарячої деформації прокаткою або ковкою поведінка неметалевих включень, що визначається рівнем їх пластичності, є майже однаковою, але в залежності від схеми деформації є відмінності у формі смуг недеформівних включень та форми пластичних включень.

Тут велику роль відіграє характер течії сталевої матриці (аустеніт), який визначається схемою деформації, але у зв'язку з процесами динамічного відновлення її структури (динамічні полігонізація та рекристалізація, див. рис. 1, г, ґ), а також поліморфного перетворення аустеніт → ферит або евтектоїдного перетворення аустеніт → перліт не завжди можливо виявити його особливості травленням мікроструктури сталей. Ці процеси чітко виявляються при дослідженні мікроструктури сталей та зламів після холодної обробки тиском.

Слід зазначити, що температурні умови деформації листових сталей та бунтового прокату різні. У разі прокатки листа на стані безперервної прокатки температура початку деформації становила 1100 °С, температура кінця прокатки 880 °С, при цьому при переході від однієї кліті до наступної знижувалася температура поступово. Тому поступово посилювалися силові умови деформації включень внаслідок зміни їх механічних властивостей та зниження пластичності [10, 11, 23]. Це, в першу чергу, стосується пластичних силікатів $FeO{\cdot}SiO_2$, $MnO{\cdot}SiO_2$ і сульфідів (Mn, Fe)S, оскільки оксиди, карбонітриди, нітриди не пластичні при всіх досліджуваних температурах. Руйнування силікатів відбувалося на останніх стадіях деформації, коли вони втратили пластичність, тому вони руйнувалися за крихким механізмом. За гарячої деформації бунтового прокату температура початку деформації становила 1100-1150 °С, температура закінчення деформації при виході металу з останньої чистової кліті дротового блоку 1150-1050 °С, тобто спостерігається деяка відмінність температур початку та закінчення деформації, можливе навіть деяке перевищення температури закінчення деформації щодо такої на початку прокатки, що обумовлено розігрівом металу в процесі гарячої деформації внаслідок високошвидкісного процесу (швидкість переміщення розкату в залежності від кінцевого профілерозміру на дротовому блоці складає 18-100 м/с), а також малими міжклітьовими паузами ~ 7,0-0,05 с. Це свідчить про температурні «гойдалки» в процесі деформації бунтового прокату, коли механічні властивості і пластичність неметалевих включень змінюються стрибкоподібно. Таким чином, пластичні сульфіди (Mn, Fe)S і силікати $FeO{\cdot}SiO_2$, $MnO{\cdot}SiO_2$ деформуються в умовах, що постійно змінюються, тому можливе в'язке руйнування пластичних силікатів після їх пластичного подовження внаслідок підвищення температури деформації в будь-якій кліті прокатного стану. Крім того, температури кінця гарячої деформації бунтового прокату вище, ніж у разі прокатки листових сталей, тому спостерігається відмінність у механізмах руйнування силікатів $FeO{\cdot}SiO_2$, $MnO{\cdot}SiO_2$ після їх пластичного видовження.

Відмінність температурних режимів гарячої деформації листових сталей та бунтового прокату впливає на пластичність аустенітної

матриці в контакті з включеннями. У разі прокатки листових сталей, оскільки температура поступово знижується при переході від однієї кліті безперервного стану до наступної, також поступово знижується пластичність сталевої матриці внаслідок зміни співвідношення процесів гарячого наклепу і динамічного відновлення її структури. Тому поступово і плавно від початку до кінця прокатки посилюються умови деформації системи включення-матриця. За деформації бунтового прокату внаслідок температурних «гойдалок» співвідношення процесів гарячого наклепу і динамічного відновлення структури аустенітної матриці при переході від однієї кліті безперервного стану до наступної змінюються стрибкоподібно. Тому відповідно змінюється рівень пластичності сталевої матриці, а також умови деформації системи включення-матриця у процесі гарячої прокатки.

Встановлено, що підвищений вміст неметалевих включень в сталях різного призначення суттєво погіршує її деформівність за подальшої холодної деформації прокаткою, волочінням та впливає на експлуатаційні властивості металопродукції [28, 29]. За холодної деформації формозміна включень проходить в нових умовах у порівнянні з гарячою деформацією, що обумовлено, в першу чергу, різницею температур і деформуючих зусиль, а також, можливо, і способу деформації. При цьому змінюються фізико-механічні властивості включень і сталевої матриці [10, 11, 23].

В процесі холодної прокатки гарячекатаних листових низьковуглецевих сталей включення оксидів і шпінелей Al_2O_3, $MnO{\cdot}Al_2O_3$, $MgO{\cdot}Al_2O_3$, силікатів SiO_2, нітридів і карбонітридів титану TiCN пластично не деформуються (рис. 3, а, б). У великих включеннях помітні тріщини, що призводять до їх руйнування. Уламки роздроблених включень, як і за гарячої деформації, захоплюються поточним металом феритної матриці, перемішуються щодо одне одного з формуванням рядків (рис. 3, в). Прошарок металу, збагаченого включеннями, що утворилися під час гарячої деформації, зберігаються і після холодної прокатки.

За холодної прокатки сталевих листів сульфіди пластичні (рис. 3, г), включення залізо-манганових силікатів $FeO{\cdot}SiO_2$, $MnO{\cdot}SiO_2$ руйнуються (рис. 3, г), причому поворот уламків включення свідчить про їх незалежне переміщення в феритній матриці, що також рухається. Формозміна пластичних сульфідів (Mn, Fe)S продовжується в нових умовах порівняно з гарячою деформацією, коли змінюються їх механічні властивості, проте вони деформуються в напрямках прокатки і ширини листа, тобто, згідно [23], продовжують трансформуватися в оладкоподібну форму, стаючи тоншими. Так само, як і при гарячій прокатці, у напрямках прокатки та ширини листа перерозподіляються

рядкові скупчення недеформованих включень оксидів, силікатів, карбонітридів.

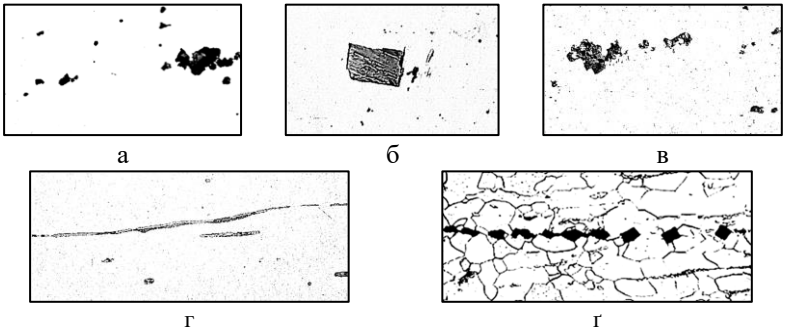


Рисунок 3 – Неметалеві включення (×500) в холоднокатаних листових сталях: а, в – Al_2O_3, $MnO \cdot Al_2O_3$, $MgO \cdot Al_2O_3$, б – TiCN, г – (Mn, Fe)S, ґ – $FeO \cdot SiO_2$, $MnO \cdot SiO_2$.

За холодного волочіння бунтового прокату формозміна включень проходить в нових умовах у порівнянні з гарячою деформацією БЛЗ, що обумовлено не тільки різницею температур і деформуючих зусиль, а також способу деформації. Поведінка включень всіх типів під час волочіння пов'язана з рівнем їх пластичності за конкретної температури [10, 11, 23]. На відміну від умов гарячої деформації, за волочінням формозміна прокату, а отже, і неметалевих включень відбувається при постійному характері перерозподілу напружень в перлітній матриці, рівень яких зростає за переходом до кожної наступної монолітної волоки (осередку деформації).

Під дією складних напружень відбувається пластична деформація сульфідів (рис. 4, а). Після волочіння вони мають форму тонких стрижнів, що пов'язано з подовженням включень у напрямку волочіння. В результаті в структурі дроту ці включення у поперечному перерізі мають сферичну форму. Включення силікатів типу $FeO \cdot SiO_2$ і $MnO \cdot SiO_2$, які мають після гарячої деформації витягнуту форму, при волочінні виявляються непластичними та крихко руйнуються (рис. 4, б). Включення алюмосилікатів, оксидів мангану, кальцію й алюмінію також пластично не деформуються (рис. 4, в), а уламки роздроблених включень захоплюються сталевою матрицею і трансформуються у витягнуті смуги. На відміну від листових сталей за волочіння бунтового прокату відбувається зміна схеми деформації, що впливає на формозміну пластичних сульфідів, а також перерозподіл в перлітній матриці частинок недеформівних включень. Відповідно перерозподіляються рядкові скупчення недеформівних включень, протяжність яких в

напрямку волочіння збільшується.

В процесі холодної прокатки або волочіння зі збільшенням ступеня деформації підвищується дисперсність включень внаслідок їх крихкого руйнування [10, 11, 23].



а б в

Рисунок 4 – Неметалеві включення (×500×2,5) в сталях С82D і С86D після волочіння.

Таким чином, формозміна неметалевих включень та характер їх перерозподілу в металевій матриці визначаються декількома факторами. За прокатки, ковки, волочіння сталей неметалеві включення перебувають у складно-напруженому стані, який постійно змінюється у процесі деформування. Включення є концентраторами напружень і деформацій, джерелами дислокацій, вони гальмують рух дислокацій, сприяють локалізації структурних змін у сталевій матриці [10, 11]. Температурний режим обробки тиском визначає можливість проходження процесів динамічного відновлення (рекристалізації) деформованої структури сталевої матриці, які сприяють релаксації напружень поблизу включень. Уявлення про пластичну формозміну включень необхідно розглядати з позицій фізичної мезомеханіки гетерофазних сплавів. Останнім часом у зв'язку з розвитком релаксаційного багаторівневого підходу до проблеми пластичності твердих тіл проводяться дослідження процесів пластичної деформації на мезомасштабному рівні, використовуючи також і традиційні уявлення про деформаційну поведінку металевих матеріалів, у тому числі з гетерофазною структурою [10]. При розгляді пластичної поведінки неметалевих включень у пластичній сталевій матриці принципове значення мають характер течії сталевої матриці поблизу частинок та процеси, що відбуваються на міжфазних границях включення-матриця, які забезпечуються динамічний контакт системи, що деформується.

Відомо, що включення перерозподіляються з утворенням смуг головним чином у напрямку позитивних деформацій [11, 23]. Але просторова форма пластичних включень або смуг з недеформівних частинок залежить від характеру локальної течії сталевої матриці, яка визначається схемою деформації за обробки тиском. За гарячої або холодної прокатки листових сталей вільна течія сталевої матриці, яка

огинає включення, проходить головним чином у напрямку деформації (рис. 5, а, б), але спостерігається також її течія за шириною листа [23]. Відповідно пластичні сульфіди та силікати мають більше подовження у напрямку прокатки, тобто мають еліпсоїдну або оладкоподібну форму. Протяжність рядків з недеформівних оксидів, силікатів, карбонітридів буде також більшою у напрямку прокатки у порівнянні з напрямком за шириною листа. Оскільки домінуючі схеми головних напружень в прокатних клітях стану виявляються різними, то змінюється і характер формозміни пластичних включень за гарячої або холодної прокатки. Цей процес супроводжується появою вихорових структурних зон поблизу включень, що свідчить про розвиток ротаційної деформації в локальних ділянках сталевої аустенітної або феритної матриці (рис. 5, в–г) і обумовлено неоднорідним розподілом напружень поблизу неметалевих включень та їх постійним перерозподілом при переході від однієї прокатної кліті до іншої. Вочевидь, такий складний характер течії сталевої матриці впливає на морфологію перлітних колоній, що утворюються під час охолодження бунтового прокату (рис. 5, д, е).

За умов волочіння прокату поблизу включень концентруються більші напруження, ніж за гарячої прокатки, що обумовлено зменшенням пластичності перлітної матриці зі зростанням сумарного обтиснення прокату і призводить до ускладнення її течії уздовж поверхні розділу з включенням. У цих умовах виникає характерна волокниста структура сталевої матриці, відбувається взаємодія між частинками включень і деформованою перлітною матрицею. Сталева матриця стикається з включеннями і вільний розвиток деформації перліту поблизу включень гальмується вже на ранніх стадіях волочіння, де спостерігається вигин пластин перлітних колоній, виникають локальні зони концентрації напружень і ділянки структури з розвитком неоднорідної деформації (рис. 5, є) [30]. На відміну від умов гарячої деформації, за умов волочіння формозміна прокату, а отже, і неметалевих включень відбувається при постійному перерозподілі напружень в сталевій матриці, рівень яких зростає при переході до кожної наступної монолітної волоки (осередку деформації). При цьому змінюється характер течії перлітної матриці, що призводить до трансформації пластичних сульфідів та смуг з недеформівних включень оксидів, силікатів, карбонітридів. Стрижнева форма сульфідів, що утворилася під час гарячої прокатки, зберігається, у поперечному перерізі вони мають сферичну форму, але значно меншого діаметра у порівнянні із гарячекатаним станом. Відповідно перерозподіляються смуги з недеформівних включень, які перерозподіляються визначно у напрямку волочіння.

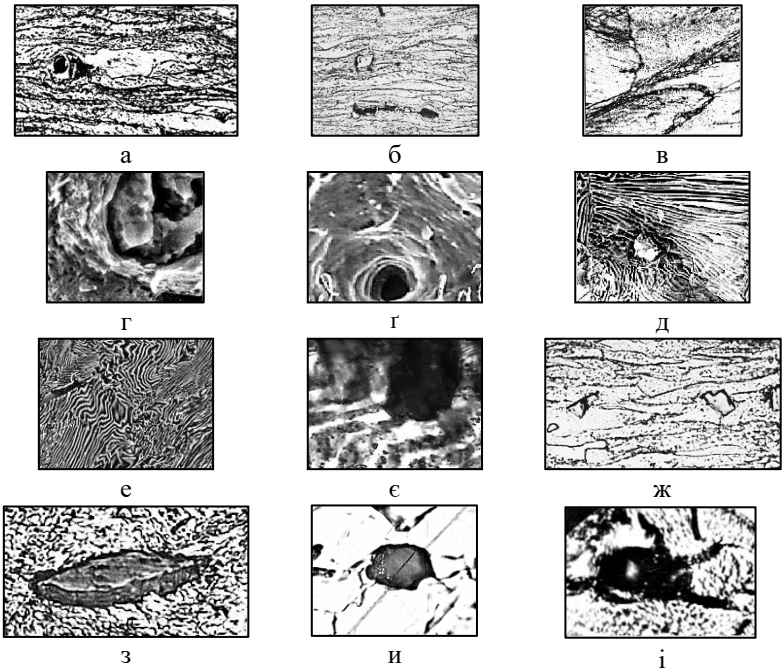


Рисунок 5 – Течія сталевої матриці поблизу включень за умов холодної прокатки сталей 08кп, 08Ю, 08Т (а–г, ж), гарячої прокатки (ґ–е) та волочіння сталі С82D (є), а також просковзування за різних умов деформації (з–і): а–в, є–і – ×500; г, ґ – ×1500, д, е – ×5000×3.

Таким чином, на включення за обробки сталей тиском діють тривимірні поля напружень, які мають складну просторову конфігурацію. Просторово неоднорідні поля напружень від деформаційного впливу, що діють на гарячої або холодної прокатки, ковки, включення, є динамічними і зазнають постійної зміни, тобто еволюціонують, що сприяє релаксаційним процесам у сталевій матриці та визначає характер перерозподілу і формозміни неметалевих включень за різних умов обробки тиском.

При розгляді поведінки неметалевих включень у пластичній сталевій матриці необхідно враховувати міжфазні границі включення-матриця, які мають різну структуру і багато в чому визначають характер взаємодії включень та сталевої матриці в процесі їхньої спільної пластичної формозміни за обробки тиском [31-34]. Слід виділити такі процеси, що відбуваються на міжфазних границях включення-матриця за пластичної деформації сталей, які є конкуруючими з точки зору їх впливу на пластичну формозміну системи включення-матриця:

міжфазне тертя та просковзування (гаряче або холодне).

В умовах високих тисків (і температур) взаємодія контактуючих поверхонь включення та сталевої матриці відбувається шляхом встановлення механічного контакту та розвитку дифузійних процесів [10, 11]. Механічний контакт встановлюється в результаті згладжування нерівностей на поверхні розділу шляхом розвитку тертя їх поверхонь одна щодо одної, що сприяє опрацюванню пари тертя включення-матриця. Між включенням і матрицею розвивається контактне тертя, яке з результатом взаємодії їх поверхонь, що перешкоджає їх відносному переміщенню. Розглянуте тертя є кінематичним сухим тертям ковзання, сили тертя переважно викликаються як чисто механічним зчепленням між нерівностями поверхонь включення і матриці, і зчепленням їх молекулами у областях безпосереднього зіткнення, тобто. на міжфазній границі. Відповідно до закону Амонтона, сила F тертя ковзання прямо пропорційна силі N нормального тиску між поверхнями тіл, що труться.

$$F = f \cdot N, \tag{2}$$

де f – безрозмірний коефіцієнт тертя ковзання, що залежить від властивостей матеріалів тіл, що труться.

Для випадку системи матриця-включення, яка деформується, більш точним є закон тертя, що враховує вплив сил тяжіння між молекулами тіл, що труться [10, 11]:

$$F = \mu(N + S\rho_o), \tag{3}$$

де μ – істинний коефіцієнт тертя; ρ_0 – додатковий тиск, спричинений силами молекулярного тяжіння; S – загальна площа безпосереднього контакту між тілами.

Сили тертя на поверхні включення-матриця при обробці сталі тиском мають також складові, які зумовлені типом і будовою межфазних границь та пов'язані з певною поверхневою енергією, а також з тертям, що виникає при переміщенні (ковзанні) міжфазних дислокацій та дисклінацій [10, 11, 28]:

$$F = \mu[N + S(\rho_o + \gamma_{в-м} / Д_в + в\tau_Д / \ell_1 + \omega\tau_Д / \ell_2)], \tag{4}$$

де $\gamma_{в-м}$ – питома поверхнева енергія границі включення-матриця; l_1 і l_2 – довжина рухомих міжфазних дислокацій та дисклінацій відповідно; $в$ – вектор Бюргерса міжфазних дислокацій; ω – вектор Франка міжфазних дисклінацій; $\tau_Д$ – дотичне напруження деформаційного походження, що діє уздовж міжфазної границі; $Д_в$ – розмір включення.

Сили тертя стримують течію сталевої матриці навколо включення і розподілені на границі розділу нерівномірно. Ця нерівномірність насамперед обумовлена нерівномірним розподілом нормальних напружень, що діють на включення, за різних видах обробки тиском. Наприклад, за поздовжньої прокатки тертя є мінімальним в кінцях (бічної поверхні) включення [14]. Сили тертя збільшуються зі зниженням температури, збільшенням обтиснень та розміру включення [10, 11]. Вплив температури виражається через коефіцієнт тертя, значення якого різні для різних температур. Вплив розміру та форми включення проявляються через площу контакту S (міжфазної границі), причому для різних типів включень ця величина у процесі деформації змінюється по-різному. У пластичних включень, що змінюють форму від рівноосної (компактної) до еліпсоїдної, стрижневої або хвилеподібної, величина S в процесі деформації зростає, що тягне за собою збільшення сил тертя. У недеформівних включень в процесі деформації величина S не змінюється; якщо включення руйнується, то величина S зростає, проте її вплив на сили тертя врівноважується зменшенням розмірів включень [10, 11]. Вплив ступеня деформації проявляється через збільшення щільності міжфазних дефектів.

Контактне тертя посилює неоднорідність деформації, оскільки в кожній точці поверхні контакту збуджуються елементарні дотичні сили тертя, що викликає появу додаткових дотичних напружень на міжфазній границі, спрямованих протилежно напрямку ковзання сталевої матриці щодо включення. Це може вплинути не тільки на рівень напруження, що діє на включення, але і на схему локального напруженого стану. Додаткові дотичні напруження, що виникають від сил тертя уздовж міжфазної границі, можна визначити, перетворивши рівняння $F = \mu \cdot N$ і замінивши нормальний тиск на нормальне напруження $\sigma_н$, а елементарну силу тертя на дотичне напруження $\tau_{тр}$:

$$\tau_{тр} = \mu \cdot \sigma_{н,} \qquad (5)$$

Максимальна величина дотичного напруження за умовою пластичності обмежується величиною границі плинності сталі, тому контактне тертя може порушити на міжфазній границі дотичне напруження, величина якого обмежена. У процесі прокатки, ковки, волочіння можливе обертання включень (рис. 5, ж), що обумовлено великими силами тертя на міжфазних границях. Обертання частинок викликає моментні напруження, що сприяє локальним пластичним поворотам у сталевій матриці і має супроводжуватися вихоровою течією матриці в контакті з включенням.

Контактне тертя породжує «мікроспалахи» температури (як джерело генерації тепла), сприяє зміні умов сполучення кристалічних решіток

включень та сталевої матриці [31]. Крім того, контактне тертя впливає на процеси гарячого та холодного просковзування уздовж міжфазних границь включення-матриця. Розглянута вище відмінність температурних режимів гарячої деформації листових сталей та бунтового прокату свідчить про неоднакову зміну сил тертя на границях включення-матриця в процесі деформації сталей. У разі гарячої прокатки листових сталей, оскільки температура знижується поступово при переході від однієї кліті безперервного стану до наступної, також поступово зростають сили міжфазного тертя на границях включення-матриця, що впливає на поведінку границь включення-матриця і їх пластичність та сприяє поступовому і плавному від початку до кінця прокатки посиленню умов деформації системи включення-матриця. За деформації бунтового прокату внаслідок температурних «гойдалок» при переході від однієї кліті безперервного стану до наступної кліті сили міжфазного тертя на границях включення-матриця змінюються стрибкоподібно. Тому відповідно змінюються поведінка границь та їх пластичність включення-матриця та умови деформації системи включення-матриця у процесі гарячої прокатки.

Розглядаючи особливості розвитку пластичної деформації системи включення-матриця за обробки сталей тиском слід враховувати взаємодію їх поверхонь в умовах контактного тертя, що призводить до згладжування шорсткості на міжфазних границях та сприяє прироблюваності пари тертя, що розглядається. Очевидно, для пластичних включень цей процес виражений сильніше, ніж у випадках включень, що не деформуються.

За умов деформації сталей за температур вище 900 °С відбувається просковзування уздовж міжфазних границь включення-матриця (рис. 5, з, и). Цей вид докальної деформації полягає у зміщенні включення та сталевої матриці один щодо одного уздовж їх поверхні розділу за рахунок здійснення деформації зсувом самої границі [24, 29-33]. Інтенсивне просковзування уздовж границь включення-матриця спостерігається за температур 1000-1200 °С, за 850-900 °С виявляли його ознаки. Воно проявляється у розширенні міжфазних границь, появі рел'єфу деформації і підтверджується фактом розриву рисок поблизу включень за досліджень методом високотемпературної металографії [24, 29-33]. Це явище спостерігали як поблизу недеформованих включень корунду, шпінелей, нітриду і карбонітриду титану, так і у разі пластичних сульфідів та силікатів. Визначено величини зміщення рисок для різних типів включень і температур (табл. 1), показано, що цей процес робить істотний внесок у загальну деформацію сталі та сприяє пластичній формозміні системи включення-матриця. Встановлено також, що за температур 1000-1200 °С просковзування спостерігається

в інтервалі ступенів деформації відповідно до 25-45 % і ці ступеня деформації виявляються критичними, оскільки при їх досягненні вичерпується запас пластичності міжфазних границь включення-матриця і з'являються порожнини та тріщини поблизу включень.

Таблиця 1 – Величина зміщення рисок Δ, мкм для різних типів включень і сталей.

Включення (сталь); t, °С	Al_2O_3 (08Ю)	TiCN (08Т)
1000	8	7
1100	10	9
1200	15	14

Механізмом міжфазного просковзування є рух власних дислокацій границь включення-матриця – це власне просковзування, та внесених дислокацій, причому останні можуть генеруватися джерелом у самій границі або бути внутрішньозеренними дислокаціями, які були захоплені границею та продисоціювали на граничні дислокації – це наведене просковзування. Рух власних дислокацій границь включення-матриця або внесених дислокацій, які за підвищених температур стають нестійкими і ділокалізуються, створює пластичні несумісності уздовж зазначених міжфазних границь. При делокалізації ядер дислокацій та їх русі атомна структура границь включення–матриця безперервно перебудовується і вони перебувають у структурно-нестійкому стані, що зумовлює зниження опору граничному зсуву [31, 38, 39]. Просковзування уздовж границь включення-матриця – це динамічна контактна взаємодія неметалевих включень і сталевої матриці в процесі їх спільної деформації. Динамічний контакт цих фаз можна пояснити, використовуючи модель конфігураційної локалізації валентних електронів, запропоновану у роботах [29, 40, 41]. Відповідно до цієї теорії, між неметалевим включенням і матрицею через міжфазну границю відбувається обмін електронами, оскільки включення є донором електронів, а сталева матриця – акцептором електронів. На міжфазній границі зосереджені атоми включення та матриці з найбільш порушеними електронними конфігураціями та зниженою статистичною вагою атомних стабільних конфігурацій. Міжфазні дислокації, дефекти упаковки (розщеплені дислокації), які присутні в структурі границі включення-матриця [31-33], розсіюють електрони, що рухаються через границю, за рахунок пружних та електростатичних спотворень і це впливає на електронну зонну структуру границі включення-матриця.

Таким чином, за температур 1000-1250 °С міжфазні границі включення-матриця виявляють пластичну поведінку, пов'язану з розвитком просковзування. У той же час вважається, що за нижчих температур, коли просковзування не реалізується, зазначені границі не

беруть участі у деформації. У той же час, за будь-якої температури деформації неметалеві включення знаходяться в пластичній сталевій матриці, в якій виникають і релаксують поля напружень, розвиваються складні процеси руху та перерозподілу дефектів кристалічної будови [31-33]. Очевидно, це впливає на локальні процеси пластичної релаксації в сталевій матриці.

Очевидно, розглянута вище відмінність температурних режимів гарячої деформації листових сталей та бунтового прокату свідчить про різну поведінку міжфазних границь включення-матриця, а саме про різний рівень їх пластичності внаслідок просковзування в процесі деформації сталей. Очевидно, у разі гарячої прокатки листових сталей, коли температура знижується поступово при переході від однієї кліті безперервного стану до наступної, також поступово знижується інтенсивність просковзування на границях включення-матриця, а значить, їх пластичність. Це сприяє поступовому і плавному від початку до кінця прокатки посилення умов деформації системи включення-матриця. За деформації бунтового прокату внаслідок температурних «гойдалок» при переході від однієї кліті безперервного стану до наступної кліті інтенсивність просковзування на границях включення-матриця, а значить, їх пластичність змінюються стрибкоподібно. Тому відповідно змінюються умови деформації системи включення-матриця у процесі гарячої прокатки.

Взаємодія міжфазних границь включення-матриця із зазначеними процесами за температур деформації 25-900 °С сприяє, так званому, холодному просковзуванню (рис. 1, і) [10]. Про цей процес свідчить зміщення реперних точок, величина кута обертання (зміщення) залежить від ступеня пластичності включення, а також від температури та ступеня деформації (табл. 2). Чим вище температура, тим він менше, причому цей показник зростає у всіх типів включень зі збільшенням ступеня деформації.

Таблиця 2 – Величина кута обертання (град) реперних точок за різних температур і ступенів (ε) деформації.

Включення, сталь	ε, %	Температура деформації, °С		
		25	600	900
TiCN, 08Т	5	12	8	4
	25	21	15	9
$MnO \cdot Al_2O_3$, 08Ю	5	2	3	5
(Fe, Mn)S, 08кп	15	19	14	11
	25	25	17	14
$MnO \cdot SiO_2$, 08Ю	5	12	10	7
	15	16	15	10

Зміщення реперних точок свідчить про взаємне зміщення неметалевого включення та сталевої матриці. У той же час на границях включення-матриця немає ознак традиційного високотемпературного ковзання (просковзування). Механізм холодного просковзування відрізняється від такого для високотемпературного просковзування уздовж міжфазних границь включення-матриця. Процес холодного просковзування уздовж міжфазних границь включення-матриця, очевидно, відбувається в результаті пластичного повороту або обертання включення в сталевій матриці, що деформується. Пластична деформація сталевої матриці розвивається нерівномірно [10, 11, 42, 43], що сприяє появі зон локалізованої деформації та виникненню градієнтів напружень, а також моментних напружень за будь-якої температури та швидкості деформації. Таким чином, неметалеві включення є центрами формування моментних напружень в сталевій матриці. Ці напруження і викликають пластичний поворот або обертання (прокручування) включення, але в тих випадках, коли через певні умови деформації не встигає проходити їх пластична релаксація поблизу включення. Таким чином, поблизу включень утворюються зони локалізованої деформації, що містять загальмовані скривлені фрагментовані смуги зсуву, обірвані субграниці, мікродвійники, вихорові утворення, які зумовлені ротаційною локалізацією та утворенням дискретних розорієнтувань. Очевидно, у границях включення-матриця підвищується щільність надлишкових міжфазних дефектів (внесених дислокацій та нерівноважних вакансій), що призводить до збільшення вільного об'єму цих границь [29]. Наявність ділянок ротаційної локалізації поблизу включень сприяє тому, що деформаційні мікровихори «замітають» решіткові дефекти у границі включення–матриця. В результаті у цих границях локалізується енергія деформації, відбувається зростання спотворень та напружень, що призводить до релаксаційної перебудови їх структури та холодного просковзування.

Слід зазначити, що контактне тертя впливає на гаряче і холодне просковзування уздовж границь включення-матриця, визначаючи його ефективність. Очевидно, сила тертя F є силою опору просковзуванню, в той же час «мікроспалахи» температури, пов'язані з контактним тертям, можуть полегшувати просковзування та спільне деформування системи включення-матриця.

Висновки

За обробки сталей тиском неметалеві включення сприяють локалізації пластичної деформації, яка супроводжується взаємодією неметалевих включень і сталевої матриці, що визначає їх спільну пластичну формозміну та перерозподіл включень у сталевій матриці. Ці процеси залежать від виду обробки тиском, який визначає характери

напружень поблизу включень і пластичної течії сталевої матриці, та температурним режимом, від якого залежить можливість релаксаційних процесів у сталевій матриці поблизу включень і рівень пластичності самих включень і міжфазних границь включення-матриця. Встановлено вплив температурного режиму гарячої деформації листових сталей та бунтового прокату на характер формозміни та деформівність пластичних включень та їх руйнування (крихке або в'язке), а також пластичність сталевої матриці, сили тертя на границях включення-матриця та пластичність останніх в процесі гарячої прокатки. Динамічний характер спільної деформації системи включення-матриця пов'язаний з розвитком конкуруючих процесів у міжфазних границях включення-матриця: міжфазне тертя та просковзування (гаряче або холодне в залежності від температури деформації). Механізми кожного із зазначених процесів залежать від температурного режиму деформації, рівня пластичності включень та сталевої матриці. Показано вплив способу холодної деформації на формозміну пластичних включень та перерозподіл недеформівних включень у сталевій матриці.

Зазначені процеси визначають рівень пластичності неметалевих включень і границь включення-матриця і істотно впливають характер формозміни включень та їх перерозподілу в сталевий матриці в процесі обробки сталей тиском, що впливає на їх технологічну пластичність за різних температур та способів деформації.

Перелік посилань

1. Wang J., Shen Y., Liu Y., Wang, F., Jia, N. Tailoring Strength and Ductility of a Cr-Containing High Carbon Steel by Cold-Workingand Annealing. *Materials*. 2019. № 12, 4136. https://doi.org/10.3390/ma12244136.

2. Kusche C. F., Gibson J. S.-L., Wollenweber M. A., Korte-Kerzel, S. On the mechanical properties and deformation mechanisms of manganese sulphide inclusions. *Material & Design*. 2020. Vol. 193. Iss. 2. P. 108801. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.108801.

3. Новокщенова С. М., Свешникова Г. А., Юнакова И. В., Гулей Г. Г. Влияние неметаллических включений на горячую технологическую пластичность стали и сплавов. В книге "*Сталь и неметаллические включения*". Москва : Металлургия, 1978. С. 84–94.

4. Qayyum F., Umar M., Elagin V., Kirschner M, Hoffman F. Influence of Non-Metallic Inclusions on Local Deformation and Damage Behavior of Modified 16MnCrS5 Steel *Crystals*. 2022. № 12. P. 281–288. https://doi.org/10.3390/cryst12020281.

5. Liu N., Cheng G., Zhang L., Yang W. Composition evolution and deformation of different non-metallic inclusions in a bearing steel during hot rolling. *Journal of Iron and Steel Research International*. 2022. № 4. P. 345–352. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2022-235.

6. Виноград М. И., Громова Г. П. *Включения в легированных сталях и*

сплавах. Москва : Металлургия, 1972. 216 с.

7. Губенко С. И., Галкин А. М. К вопросу о природе красноломкости стали. *Металловедение и термическая обработка металлов*. 1984. № 10. С.11–15.

8. Gubenko S. I., Parusov E. V. Influence of Eutectic-Type Inclusions on the Red Brittleness of Steels. *Materials Science*. 2003. Vol. 58. №. 6. P. 731–739. https://doi.org/10.1007/s11003-023-00723-0.

9. Панин В. Е., Лихачев В. А., Гриняев Ю. В. *Структурные уровни деформации твердых тел*. Новосибирск : Наука, 1985. 229 с.

10. Губенко С. И. *Неметаллические включения и пластичность сталей. Физические основы пластичности сталей*. Saarbrücken : LAP LAMBERT. Palmarium academic publishing, 2016. 549 с.

11. Губенко С. И., Ошкадеров С. П. *Неметаллические включения в стали*. Киев : Наукова думка, 2016. 528 с.

12. Губенко С. И., Коджаспиров Г. Е. Поведение неметаллических включений при обработке стали давлением. *Металлы*. 1994. № 1. С. 75–83.

13. Belchenko G. I., Gubenko S. I. Deformation of non-metallic inclusions during steel rolling. *Metally*. 1983. № 4. P. 80–84.

14. Pickering F. B. J., Met A. Some influence of mechanical working on the deformation of non-metallic inclusions. *J. Iron and Steel Inst.* 1958. Vol. 189. № 3. P. 148–159.

15. Шпис Х.-И. *Поведение неметаллических включений в стали при кристаллизации и деформации*. Москва : Металлургия, 1971. 125 с.

16. Rudnic S. J. Deformation of binary non-metallic inclusions. *Journal Iron and Steel Institute*. 1962. Vol. 29. № 5. P. 177–180.

17. Malkiewicz T, Rudnic S. J. Deformation of non-metallic inclusions. *Journal Iron and Steel Institute*. 1963. Vol. 201. P. 33–38.

18. André Luiz Vasconcellos da Costa e Silva. The effects of non-metallic inclusions on properties relevant to the performance of steel in structural and mechanical applications. *Journal of Materials Research and Technology*. 2019. № 8. P. 2408–2422. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2019.01.009.

19. Qayyum F., Tseng Shao-Chen, Guk S., Ulrich Prahl Examining the Effect of MnS Particles on the Local Deformation Behavior of 8MnCrS4-4-13 Steel by In Situ Tensile Testing and Digital Image Correlation. *Journal Composite Science*. 2023. № 7 (7), 294. https://doi.org/10.3390/jcs7070294.

20. Wang Y., Liu C. Evolution and Deformability of Inclusions in Steel Containing Rare-Earth Element Under Different Deoxidation Conditions. *Steel Research International*. 2022. https://doi.org/10.1002/srin.202200027.

21. Wang Y., Yang Y., Dong Z., Park Jh., Mi Z., Mao X., Mu W. Inclusion Engineering in Medium Mn Steels: Effect of Hot-Rolling Process on the Deformation Behaviors of Oxide and Sulfide Inclusions. *Metallurgical and Materials Transactions*. 2022. Vol. 53. P. 2182–2197. https://doi.org/10.1007/s11663-022-02517-2.

22. Хоникомб Р. *Пластическая деформация металлов*. Москва : Мир, 1972. 408 с.

23. Бельченко Г. И., Губенко С. И. *Неметаллические включения и качество стали*. Киев : Техника, 1980. 168 с.

24. Губенко С. И. Природа пластичности гетерофазных включений при

обработке сталей давлением. *Сталь*. 2020. № 10. С. 54–63.

25. Gubenko S. I. Plasticity Origin of Heterophase Inclusions at Steel Forming. *Steel in Translation*. 2020. Vol. 50. № 10. P. 730–739.

26. Губенко С. И. Гетерофазныке микрокомпозитные включения в сталях. Germany-Mauritius, Beau Bassin : Palmarium academic publishing, 2019. 330 с.

27. Губенко С. И., Парусов В. В., Деревянченко И. В. Неметаллические включения в стали. Днепропетровск : АРТ-ПРЕСС, 2005. 536 с.

28. Парусов В. В., Сычков А. Б., Парусов Э. В. *Теоретические и технологические основы производства высокоэффективных видов катанки*. Днепропетровск : АРТ-ПРЕСС, 2012. 376 с.

29. Парусов Э. В., Нестеренко А. М., Луценко В. А., Сычков А. Б. Критериальная оценка влияния неметаллических включений на обрывность при волочении кордовой проволоки из стали 70. *Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии* : сб. научн. тр. ИЧМ, Днепропетровск : изд. ИЧМ НАНУ, 2004. Вып. 7. С. 216–219.

30. Парусов Э. В., Губенко С. И., Сычков А. Б., Сагура Л. В., Чуйко И. Н. О поведении неметаллических включений на разных стадиях деформации при производстве высокопрочной проволоки. *Проблемы трибологии*. 2017. № 3. С. 6–15.

31. Губенко С. И. Межфазные границы включение-матрица в сталях. Межфазные границы неметаллическое включение-матрица и свойства сталей. Germany-Mauritius, Beau Bassin : Palmarium academic publishing, 2017. 506 с.

32. Губенко С. И., Иськов М. В. Структура и сопротивление разрушению межфазных границ неметаллическое включение-матрица стали. *Теория и практика металлургии*. 2004. № 5. С. 30–38.

33. Губенко С. И. К вопросу о строении межфазных границ неметаллическое включение-матрица в стали. *Металлы*. 1994. № 6. С. 105–112.

34. Губенко С. И. Локальные пики параметров и процессов на границах неметаллическое включение-матрица стали. *Сталь*. 1999. № 8. С. 64–67.

35. Губенко С. И. Природа всплесков микронеоднородной деформации в стали с неметаллическими включениями. *Физико-химическая механика материалов*. 1999. № 2. С. 53–59.

36. Губенко С. И. Роль межфазных границ включение-матрица стали в развитии релаксационных процессов вблизи неметаллических включений. *Металловедение и термическая обработка металлов*. 2020. № 5. С. 3–10.

37. Gubenko S. Role of Inclusion–Matrix Steel Interphase Boundaries in the Development of Relaxation Processes near Nonmetallic Inclusions. *Metal Science and Heat Treatment*. 2020. Vol. 62. P. 299–305. https://doi.org/10.1007/s11041-020-00558-5.

38. Губенко С. И. Релаксационные процессы вблизи включений и на межфазных границах включение-матрица стали. *Металлы*. 2021. № 3. С. 49–60.

39. Gubenko S. I. Relaxation Processes near Inclusions and at Inclusion/Matrix Interfaces. *Metally*. 2021. № 5. P. 611–620. https://doi.org/10.1134/S0036029521050074

40. Губенко С. И. Влияние проскальзывания вдоль границ неметаллическое включение-матрица на распределение локальной микронеоднородной деформации в армко-железе и стали. *Физика металлов и металловедение*. 1996.

Т. 82. Вып. 3. С. 167–175.

41. Самсонов Г. В., Прядко И. Ф., Прядко Л. Ф. *Конфигурационная модель вещества*. Киев : Наукова думка, 1971. 230 с.

42. Губенко С. И., Парусов Э. В. *Пластичность сплавов с различной структурой. Учебное пособие по физическим основам пластичности*. Germany-Mauritius, Beau Bassin : Palmarium academic publishing, 2017. 185 с.

43. Губенко С. *Физическая природа пластичности и упрочнения металлов при деформации*. Germany-Mauritius, Beau Bassin,: LAP LAMBERT Academic publishing, 2020. 341 с.

References

1. Wang, J., Shen, Y., Liu, Y., Wang, F., & Jia, N. (2019). Tailoring Strength and Ductility of a Cr-Containing High Carbon Steel by Cold-Working and Annealing. *Materials*, (12), 4136. https://doi.org/10.3390/ma12244136

2. Kusche, C. F., Gibson, J. S.-L., Wollenweber, M. A., & Korte-Kerzel, S. (2020). On the mechanical properties and deformation mechanisms ofmanganese sulphide inclusions. *Material & Design*, 193(2), 108801. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.108801

3. Novokshchenova, S. M., Sveshnikova, G. A., Yunakova, I. V., & Guley, G. G. (1978). *Vliyaniye nemetallicheskikh vklyucheniy na goryachuyu tekhnologicheskuyu plastichnost' stali i splavov* [The influence of non-metallic inclusions on the hot technological plasticity of steel and alloys]. In the book: "*Steel and non-metallic inclusions*". Moscow : Metallurgy, pp 84–94

4. Qayyum, F., Umar, M., Elagin, V., Kirschner, M, & Hoffman, F. (2022). Influence of Non-Metallic Inclusions on Local Deformation and Damage Behavior of Modified 16MnCrS5 Steel *Crystals*, (12), 281–288. https://doi.org/10.3390/ cryst12020281

5. Liu, N., Cheng, G., Zhang, L., & Yang, W. (2022). Composition evolution and deformation of different non-metallic inclusions in a bearing steel during hot rolling. *Journal of Iron and Steel Research International*, (4), 345–352. https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2022-235

6. Vinograd, M. I., & Gromova, G. P. (1972). *Vklyucheniya v legirovannykh stalyakh i splavakh* [Inclusions in alloy steels and alloys]. Metallurgy

7. Gubenko, S. I., & Galkin, A. M. (1984). *K voprosu o prirode krasnolomkosti stali* [On the question of the nature of the red brittleness of steel. *Metallurgy and heat treatment of metals*], 10, 11-15

8. Gubenko, S. I., & Parusov, E. V. (2003). Influence of Eutectic-Type Inclusions on the Red Brittleness of Steels. *Materials Science*, 58(6), 731–739. https://doi.org/10.1007/s11003-023-00723-0

9. Panin, V. E., Likhachev, V. A., & Grinyaev, Yu. V. (1985). *Strukturnyye urovni deformatsii tverdykh tel* [Structural levels of deformation of solids]. Nauka

10. Gubenko, S. I. (2016). *Nemetallicheskiye vklyucheniya i plastichnost' staley* [Non-metallic inclusions and ductility of steels. The physical basis of the ductility of steels]. Saarbrücken : LAP LAMBERT. Palmarium academic publishing

11. Gubenko, S. I., & Oshkadepov, S. P. *Nemetallicheskie vkluchenija v stali* [Non-metallic inclusions in steel]. Naukova dumka

12. Gubenko, S. I., & Kodzhaspirov, G. E. (1994). *Povedeniye nemetallicheskikh*

vklyucheniy pri obrabotke stali davleniyem [Behavior of non-metallic inclusions during steel pressure treatment]. *Metals*, (1), 75–83

13. Belchenko, G. I., & Gubenko, S. I. (1983). Deformation of non-metallic inclusions during steel rolling. *Metally*, (4), 80–84

14. Pickering, F. B. J., & Met, A. (1958). Some influence of mechanical working on the deformation of non-metallic inclusions. *J. Iron and Steel Inst.*, 189(3), 148-159.

15. Spies, H.-I. (1971). Povedeniye nemetallicheskikh vklyucheniy v stali pri kristallizatsii i deformatsii. [Behavior of nonmetallic inclusions in steel during crystallization and deformation]. Metallurgy

16. Rudnic, S. J. (1962). Deformation of binary non-metallic inclusions. *Journal Iron and Steel Institute*, 29(5), 177–180

17. Malkiewicz, T., & Rudnic, S. J. (1963). Deformation of non-metallic inclusions. *Journal Iron and Steel Institute*, 201, 33-38

18. André Luiz Vasconcellos da Costa e Silva. (2019). The effects of non-metallic inclusions on properties relevant to the performance of steel in structural and mechanical applications. *Journal of Materials Research and Technology*, (8), 2408-2422. https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2019.01.009

19. Qayyum, F., Tseng, Shao-Chen, Guk, S., & Ulrich, Prahl. (2023). Examining the Effect of MnS Particles on the Local Deformation Behavior of 8MnCrS4-4-13 Steel by In Situ Tensile Testing and Digital Image Correlation. *Journal. Composite Science*, 7(7), 294. https://doi.org/10.3390/jcs7070294

20. Wang, Y., & Liu, C. (2022). Evolution and Deformability of Inclusions in Steel Containing Rare-Earth Element Under Different Deoxidation Conditions. *Steel Research International*. https://doi.org/10.1002/srin.202200027

21. Wang, Y., Yang, Y., Dong, Z., Park, JH., Mi, Z., Mao, X., & Mu, W. (2022). Inclusion Engineering in Medium Mn Steels: Effect of Hot-Rolling Process on the Deformation Behaviors of Oxide and Sulfide Inclusions. *Metallurgical and Materials Transactions*, 53, 2182-2197. https://doi.org/10.1007/s11663-022-02517-2

22. Honeycombe, R. (1972). *Plasticheskaya deformatsiya metallov* [Plastic deformation of metals]. Mir

23. Belchenko, G. I., & Gubenko, S. I. (1980). *Nemetallicheskiye vklyucheniya i kachestvo stali* [Non-metallic inclusions and steel quality]. Technika

24. Gubenko, S. I. (2020). *Priroda plastichnosti geterofaznykh vklyucheniy pri obrabotke staley davleniyem* [The nature of plasticity of heterophase inclusions during pressure treatment of steels]. *Steel*, (10), 54–63

25. Gubenko, S. I. (2020). Plasticity Origin of Heterophase Inclusions at Steel Forming. *Steel in Translation*, 50(10), 730-739

26. Gubenko S. *Geterofaznyke mikrokompozitnyye vklyucheniya v stalyakh.* [Heterophase microcomposite inclusions in steels]. Germany-Mauritius, Beau Bassin : Palmarium academic publishing, 2019. 330 p. (in Russian).

27. Gubenko, S. I., Parusov, V. V., & Derevyanchenko, I. V. (2005). *Nemetallicheskiye vklyucheniya v stali* [Non-metallic inclusions in steel]. ART-PRESS

28. Parusov, V. V., Sychkov, A. B., & Parusov, E. V. (2012). *Teoreticheskiye i tekhnologicheskiye osnovy proizvodstva vysokoeffektivnykh vidov katanki* [Theoretical and technological basis for the production of highly efficient types of wire rod]. ART-PRESS

29. Parusov, E. V., Nesterenko, A. M., Lutsenko, V. A., & Sychkov, A. B. (2004). Kriterial'naya otsenka vliyaniya nemetallicheskikh vklyucheniy na obryvnost' pri volochenii kordovoy provoloki iz stali 70 [Criteria assessment of the influence of non-metallic inclusions on breakage when drawing cord wire from steel 70]. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 7, 216-219

30. Parusov, E. V., Gubenko, S. I., Sychkov, A. B., Sagura, L. V., & Chuiko, I. N. (2017). *O povedenii nemetallicheskikh vklyucheniy na raznykh stadiyakh deformatsii pri proizvodstve vysokoprochnoy provoloki* [On the behavior of non-metallic inclusions at different stages of deformation in the production of high-strength wire.]. *Problems of tribology*, (3), 6-15

31. Gubenko, S. I. (2017). *Mezhfaznyye granitsy vklyucheniye-matritsa v stalyakh. Mezhfaznyye granitsy nemetallicheskoye vklyucheniye-matritsa i svoystva staley* [Inclusion-matrix interfaces in steels. Non-metallic inclusion-matrix interface and properties of steels]. Germany-Mauritius, Beau Bassin : Palmarium academic publishing

32. Gubenko, S. I., & Iskov, M. V. (2004). *K voprosu o stroyenii mezhfaznykh granits nemetallicheskoye vklyucheniye-matritsa v stali* [On the question of the structure of interphase boundaries non-metallic inclusion-matrix in steel]. *Theory and Practice of Metallurgy*, (5), 30-38

33. Gubenko, S. I. (1994). *K voprosu o stroyenii mezhfaznykh granits nemetallicheskoye vklyucheniye-matritsa v stali* [To the question of the structure of interphase boundaries non-metallic inclusion-matrix in steel]. *Metals*, (6), 105-112

34. Gubenko, S. I. (1999). Lokal'nyye piki parametrov i protsessov na granitsakh nemetallicheskoye vklyucheniye-matritsa stali. [Local peaks of parameters and processes at the non-metallic inclusion-matrix boundaries of steel]. *Steel*, (8), 64-67

35. Gubenko, S. I. (1999). *Priroda vspleskov mikroneodnorodnoy deformatsii v stali s nemetallicheskimi vklyucheniyami* [The nature of bursts of micro-inhomogeneous deformation in steel with non-metallic inclusions]. *Physical and chemical mechanics of materials*, (2), 53-59

36. Gubenko, S. I. (2020). *Rol' mezhfaznykh granits vklyucheniye-matritsa stali v razvitii relaksatsionnykh protsessov vblizi nemetallicheskikh vklyucheniy* [The role of steel inclusion-matrix interfaces in the development of relaxation processes near non-metallic inclusions]. *Metallurgy and heat treatment of metals*, (5), 3–10

37. Gubenko, S. (2020). Role of Inclusion–Matrix Steel Interphase Boundaries in the Development of Relaxation Processes near Nonmetallic Inclusions. *Metal Science and Heat Treatment*, 62, 299-305. https://doi.org/10.1007/s11041-020-00558-5

38. Gubenko, S. I. (2021). *Relaksatsionnyye protsessy vblizi vklyucheniy i na mezhfaznykh granitsakh vklyucheniye-matritsa stali* [Relaxation processes near inclusions and at inclusion-matrix interfaces of steel]. *Metals*, (3), 49-60

39. Gubenko, S. I. (2021). Relaxation Processes near Inclusions and at Inclusion/Matrix Interfaces. *Metals*, 2021(5), 611-620. https://doi.org/10.1134/S0036029521050074

40. Gubenko, S. I. (1996). *Vliyaniye proskal'zyvaniya vdol' granits nemetallicheskoye vklyucheniye-matritsa na raspredeleniye lokal'noy mikroneodnorodnoy deformatsii v armko-zheleze i stali.* [Influence of slippage along the boundaries of a non-metallic inclusion-matrix on the distribution of local micro-inhomogeneous deformation in armco iron and steel]. *Physics of metals and metal*

science, 82(3), 167-175.

41. Samsonov, G. V., Pryadko, I. F., & Pryadko, L. F. (1971). *Konfiguratsionnaya model' veshchestva* [Configuration model of matter]. Naukova Dumka

42. Gubenko, S. I., & Parusov, E. V. (2017). *Plastichnost' splavov s razlichnoy strukturoy. Uchebnoye posobiye po fizicheskim osnovam plastichnosti* [Plasticity of alloys with various structures. Study Guide on the Physical Basics of Plasticity]. Palmarium academic publishing

43. Gubenko, S. (2020). *Fizicheskaya priroda plastichnosti i uprochneniya metallov pri deformatsii* [Physical nature of plasticity and strengthening of metals upon deformation]. LAP LAMBERT academic publishing

S. I. Gubenko[1,2], D. Sc. (Tech.), Professor, Senior Researcher, ORCID 0000-0001-6626-3979
E. V. Parusov[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, Head of Department, ORCID 0000-0002-4560-2043
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*
[2] *Prydniprovska State Academy of Civil Engineering and Architecture*

THE SHAPE CHANGE AND REDISTRIBUTION OF NON-METALLIC INCLUSIONS IN STEELS DURING WORKING BY PRESSURE

Abstract. Peculiarities of the shape change and redistribution of non-metallic inclusions of various types during working by pressure of steels (rolling, forging, drawing) were investigated. The concept of plastic deformation of inclusions is considered from the standpoint of physical mesomechanics of heterophase alloys. It is shown that non-metallic inclusions contribute to the localization of plastic deformation, which is accompanied by the interaction of non-metallic inclusions and the steel matrix, which determines their common plastic change in shape and redistribution of inclusions in the steel matrix. The peculiarities of these processes under different types and temperature regimes of working by pressure, which determines the nature of stresses near the inclusions and the plastic flow of the steel matrix, have been established. It is shown that the temperature regime of pressure treatment determines the possibility of relaxation processes in the steel matrix near the inclusions and the level of plasticity of the inclusions themselves and the inclusion-matrix interphase boundaries. The influence of the temperature regime of hot deformation of sheet steels and wire rod on the nature of shape change and the deformability of plastic inclusions and their destruction (brittle or ductile), as well as the plasticity of the steel matrix, frictional forces at the inclusion-matrix boundaries, and the plasticity of the latter during hot rolling were established. It is shown that when considering the plastic behavior of non-metallic inclusions in a plastic steel matrix, the behavior of the inclusion-matrix interphase boundaries under different deformation conditions is of great importance. Peculiarities of the dynamic character of the joint deformation of the inclusion-matrix system, which is associated with the development of competing processes at the interphase boundaries of the inclusion-matrix: interphase friction and slipping, have been studied. The features of hot and

cold slipping occurring at different deformation temperatures are discussed. It is shown that the mechanisms of each of the mentioned processes depend on the temperature regime of the deformation, the level of plasticity of the inclusions and the steel matrix. The influence of the method of cold deformation (rolling and drawing) on the shape change of plastic inclusions and the redistribution of non-deformable inclusions in the steel matrix was established. The processes that determine the level of plasticity of non-metallic inclusions and inclusion-matrix boundaries and significantly affect the nature of the shape change of inclusions and their redistribution in the steel matrix in the process of the working by pressure of steels, which affect their technological plasticity at different temperatures and methods of deformation, are considered.

Key words: steel, non-metallic inclusions, working by pressure, rolling, drawing, plastic deformation, sheet steel, wire rod, steel matrix, inclusion-matrix interphase boundaries, interphase friction, slipping.

For citation: Gubenko, S. I., Parusov, E. V., & Parusov, O. V. (2023). The shape change and redistribution of non-metallic inclusions in steels during working by pressure. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 407-433. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-407-433

Стаття надійшла до редакції збірника 27.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-434-446
УДК 681.6:620.1.08

Г. А. Кононенко[1,2], д.т.н., с.д., вчений секретар, ORCID 0000-0001-7446-4105
С. В. Аджамський[2,3], Ph. D., с.н.с, ORCID 0000-0002-6095-8646
Р. В. Подольський[1,2], Ph. D., м.н.с., ORCID 0000-0002-0288-0641
О. А. Сафронова[1], м.н.с., аспірант, ORCID 0000-0002-4032-4275
Е. А. Шпак[1], м.н.с., ORCID 0000-0002-6707-0877
А. І. Дерягін[2], інженер-конструктуор

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *ТОВ «Адитивні лазерні технології України»*
[3] *Інститут транспортних систем і технологій НАН України*

ВНУТРІШНІ ЗАЛИШКОВІ НАПРУЖЕННЯ В АДИТИВНОМУ ВИРОБНИЦТВІ. (ОГЛЯД)

Анотація. Адитивне виробництво (далі – en. AM) є сучасним комплексом технологій, які дають змогу швидко та якісно створювати вироби з унікальною геометрією, яку неможливо або складно виготовити традиційними способами виробництва. Наразі дослідники приділяють увагу двом великим напрямкам, а саме системам якості АМ та пошуку нових закономірностей у вже доволі відомих матеріалах, що виготовлялися традиційним способом. Внутрішні залишкові напруження в полікристалічних матеріалах класифікують за трьома основними класами, а саме: напруження І роду (макронапруження), ІІ роду (мікронапруження) та ІІІ роду (внутрішньокристалічні залишкові напруження). 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) може спричинити пошкодження та можливий вихід з ладу деталей під час експлуатації. Таким чином, зменшення залишкових внутрішніх напружень вважається одним з найбільш актуальних та важливих проблем у галузі АМ. В результаті проведеного аналізу робіт було встановлено, що під час процесу виготовлення деталей за допомогою СЛП фактично характерним є те, що розтягуючі внутрішні напруження розвиваються на поверхнях, які врівноважені стискаючими внутрішніми напруженнями в об’ємі. Так як дослідження проводились на зразках простої форми, то отримані результати важко співставляються до деталей виробів складної геометричної форми, що мають істотні зміни геометричних розмірів по перерізу.

Ключові слова: адитивне виробництво, внутрішні залишкові напруження, мікроструктура, термічні напруження, СЛП- технологія.

Посилання для цитування: Внутрішні залишкові напруження в адитивному виробництві. (Огляд) / Г. А. Кононенко, С. В. Аджамський, Р. В. Подольський, О. А. Сафронова, Е. А. Шпак, А. І. Дерягін // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 434-446. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-434-446

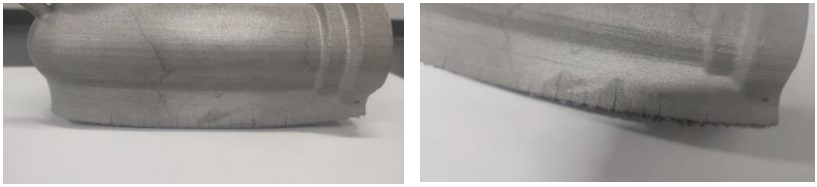
Стан питання. Адитивне виробництво є сучасним комплексом технологій, які дають змогу швидко та якісно створювати вироби з унікальною геометрією, яку неможливо або складно виготовити традиційними способами виробництва. Наразі дослідники приділяють увагу двом великим напрямкам, а саме системам якості АМ [1-5] та пошуку нових закономірностей у вже доволі відомих матеріалах [6-10], що виготовлялися традиційним способом.

АМ полягає у побудові виробу за допомогою багаторазового пошарового нанесення матеріалу (металевого порошку, дроту та ін.), його швидкого розплавлення під впливом концентрованого джерела енергії (лазер, пучок електронів та ін.), який сканує поверхню відповідно до заданої траєкторії. Наразі широко затребуваною технологією у АМ є технологія селективного лазерного плавлення (далі – СЛП, en. SLM). Дана технологія має ряд переваг для виготовлення виробів авіаційно-космічного призначення: можливість отримання тонкостінних деталей з криволінійними каналами, спрощення їхнього виробництва за рахунок зменшення кількості технологічних переходів, застосування комп'ютерних програм і засобів автоматизації, що дозволяють оптимізувати конструкцію виробу, можливість полегшення конструкції для підвищення коефіцієнта «Buy-to-Fly». Але, як і всі технології виробництва, дана технологія має ряд недоліків та проблем.

Залишкові внутрішні напруження є однією з особливостей металевих матеріалів, виготовлених шляхом пошарового сплавлення за СЛП-технологією, але вони можуть значно впливати на механічні властивості та геометричні параметри [11]. Їх присутність є особливо важливою для матеріалів АМ, що неминуче призводять до значних внутрішніх напружень. 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) [1] може спричинити пошкодження та можливий вихід з ладу деталей під час експлуатації [12]. Таким чином, зменшення залишкових внутрішніх напружень вважається одним з найбільш актуальних та важливих проблем у галузі АМ [1, 11]. З урахуванням цього, питання зменшення шкідливого впливу залишкових внутрішніх напружень потребує фундаментального розуміння їх впливу на геометричні параметри та службові характеристики матеріалів АМ.

Внутрішні залишкові напруження в полікристалічних матеріалах класифікують за трьома основними класами, а саме: напруження I роду (макронапруження), II роду (мікронапруження) та III роду (внутрішньокристалічні залишкові напруження) [68-69]. Макронапруження врівноважуються в об'ємі всього дослідного зразка

чи виробу. Орієнтація даних напружень в більшості випадків пов’язана з геометрією виробу. Досягнення певного рівня напружень викликає деформування (викривлення (рис. 1, а) та розтріскування (рис. 1, б) виробу [1]. Але слід зазначити, що деформація (викривлення) деталі відбувається коли макронапруження перевищує границю плинності [1]. Ще більш небезпечним є здатність макронапружень проявлятися згодом, коли вже після обробки готова деталь механізму починає раптово і швидко зношуватися, внаслідок виходу розмірів за границю допуску.



а б

Рисунок 1 – Дефекти деталі від макронапруження: а – викривлення, б – розтріскування.

Мікронапруження змінюються в межах окремих зерен та кристалічних комірок, в більшості випадків це пов’язують з анізотропністю кристалів, орієнтацією кристалографічних площин, наявність інших фаз та ін [13]. Внутрішньокристалічні залишкові напруження пов’язані з неоднорідною мікроструктурою в зерні, такою як осередки дислокацій всередині зерен, в більшості випадків дані напруження самоврівноважуються в рамках довжини зерна [14]. Загалом, мікронапруження виникають після обробки матеріалу і згодом розвиваються під дією прикладеного навантаження. На рисунку 2 представлено різні типи залишкових внутрішніх напружень в полікристалічних матеріалах. Слід зазначити, що питанням залишкових внутрішніх напружень приділяли увагу і в традиційному способі виробництва, але переважно щодо макронапружень в деталях після процесів прокатки, термічної чи механічної обробки.

Причинами формування внутрішніх напружень у СЛП-виробах є висока швидкість охолодження при затвердінні ванни розплаву в межах одного треку (швидкості охолодження від 10^3 до 10^8 К/с), великий градієнт температур між рідким розплавом ванни і попередніми твердими шарами виробу [1]. Особливо це актуально для сталей та сплавів [1], оскільки для даних матеріалів характерний низький коефіцієнт теплопередачі. Нерівномірність розподілу залишкових напружень пов'язана з такою особливістю технології, як відмінності в умовах охолодження треку, який формує бічну поверхню

деталі, і треку в центрі її перерізу, що обумовлює різницю тепловідведення на кордоні порошок-метал і метал-метал відповідно. На рисунку 3 схематично зображено вплив підведення тепла утворюючи градієнт напруження в окремих шарах під час нагрівання та охолодження під час процесу СЛП.

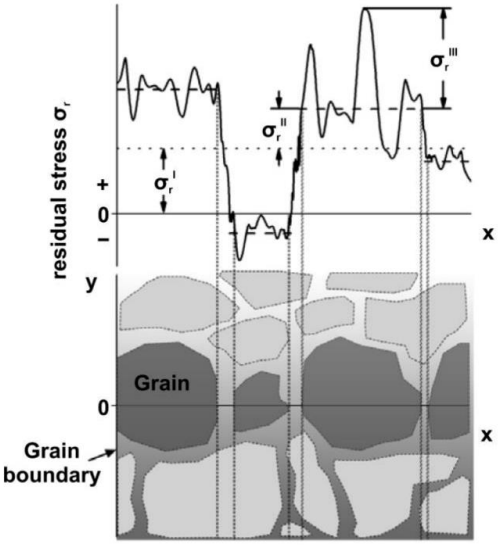
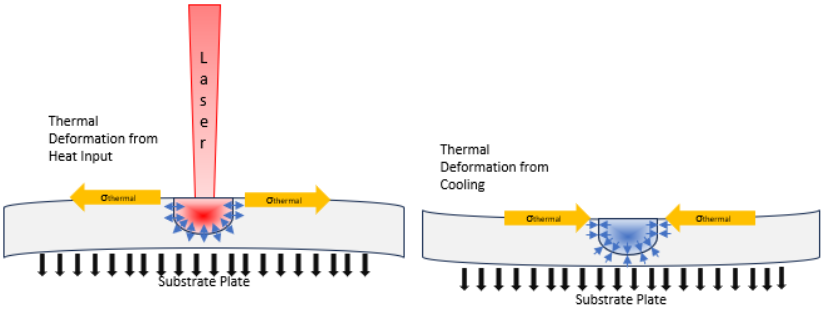


Рисунок 2 – Схема різних типів внутрішніх напружень у полікристалічних матеріалах: σ^{I} – макронапруження, σ^{II} – мікронапруження, σ^{III} – внутрішньокристалічні напруження [15].



а б

Рисунок 3 – Схема, що демонструє вплив нагрівання (а) та охолодження (б) на градієнт внутрішніх напружень під час СЛП процесу [16].

Внаслідок вище зазначеного термічного впливу наступна частина шару зазнає дії сил розтягнення в той час, як попередній нанесений шар зазнає стискаючих напружень. Таким чином, дана проблема проявляється, коли наступні шари ван розплаву обмежують теплове розширення та звуження шарів безпосередньо під басейном розплаву попередніх шарів. Слід зазначити, що даний ефект може відбуватися одночасно на глибині кількох шарів, таким чином спричинити пружну деформацію всередині шарів, що призведе до виникнення градієнта напруження між шарами [16], на рисунку 4 [17] зображена схема, що ілюструє даний ефект графічно. Таким чином встановлено, що на внутрішні залишкові напруження чинять вплив багато виробничих параметрів наприклад, кількість і товщина шарів [16], геометрія, стратегія сканування [18] і щільність лазерної енергії [16].

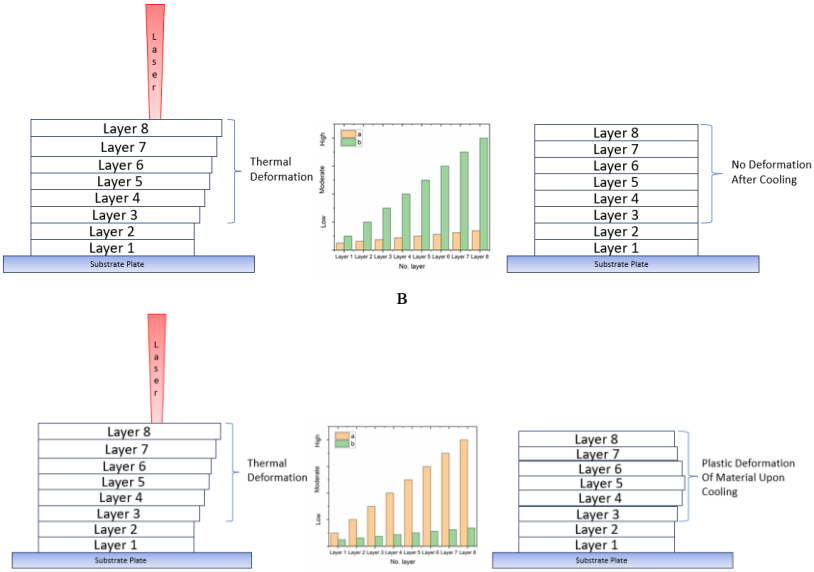
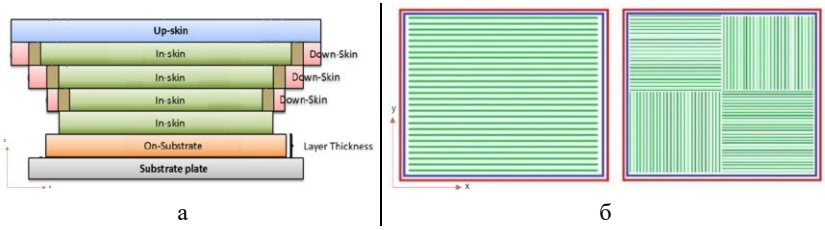


Рисунок 4 - Напруження між шарами: а – термічна напруга між шарами, б – термічна деформація в шарах, в - шари вільного ковзання, закріплені на будівельній плиті, г- сплавлені шари, закріплені на будівельній пластині [17].

Шари в залежності від геометрії розбиваються на зони, кожній зоні присвоюється індивідуальний ідентифікатор, згідно з яким будуються траєкторії руху і встановлюються типи треків з своїми параметрами потужності і швидкості руху лазерного променю. Дані ідентифікатори можна рознести на три основні групи: нижній шар

(down-skin), внутрішній шар (in-skin), верхній шар (up-skin) (рис. 5, а). При цьому в кожній групі створюються свої підгрупи: заливка (hatches), контур (border), постконтур (fill border) як показано на рис. 5, б. Штрихування лазером або стратегія руху променю лазера – це траєкторія проходження лазерним променем по поверхні шару металевого порошку при заливці основного тіла і контурів виробу [19]. В процесі СЛП теплової градієнт виникає від верхнього шару до попереднього шару, що призводить до того, що зерна мають тенденцію до зростання вздовж напрямку теплового потоку, і є пріоритетний напрям зростання зерна. Таким чином, один напрямок стає основним напрямком росту зерен після затвердіння шару. Тому стратегія лазерного сканування чинить істотний вплив на текстуру виготовленого виробу за технологією СЛП [15].



а б

Рисунок 5 – Формування шарів в напрямку зростання деталі (а), підгрупи треків (б) [21].

Деякі особливості геометрії деталей (краї, що звисають, похилі поверхні, тонкі стінки, тонкий профіль, змінний переріз, отвори) вимагають спеціальних умов сканування, наприклад, подвійний обхід по контуру тонкого профілю, перерозподіл енергії лазерного випромінювання в пучку, а також, можливо, зміна потужності і швидкості сканування лазерного променю.

Майже всі передові процеси виготовлення деталей, застосовуючи які прагнуть підвищити їх якість, зосереджуються на мінімізації ефектів внутрішніх напружень [20].

В результаті поведінки матеріалу зразків, надрукованих при різних стратегіях побудови, формуються області напружень, що розтягуються або стискаються, які можна представити у вигляді істинної діаграми розтягування (рис. 6), яка б показала відношення між подовженням і напруженням. При перевищенні границі плинності, метал демонструє пластичну поведінку, що характеризується невідновлюваною пластичною деформацією, і залежність деформації від напруження стає нелінійною.

При формуванні залишкових напружень крім високих швидкостей охолодження і постійного сусідства рідкого і твердого металу в

процесі побудови деталі, важливим є нерівномірність розподілу залишкових напружень, пов'язаних з геометрією: наявність виступаючих частин, переходів від товстого до тонкого перетину, гострокутних елементів та отворів.

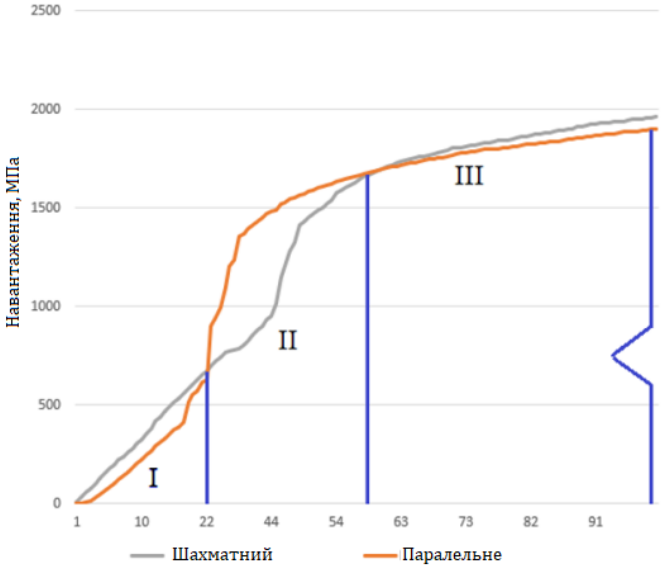
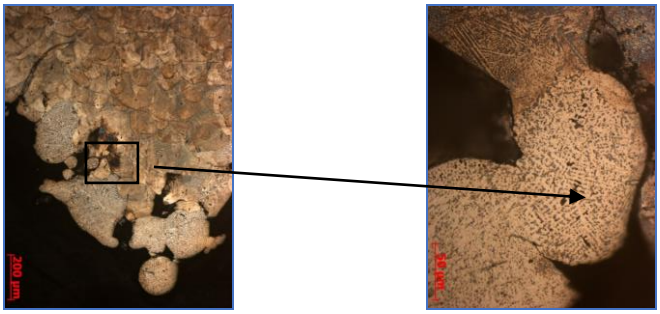


Рисунок 6 – Справжня діаграма розтягування зразків з паралельною і шаховою стратегією сканування: I – ділянка пропорційності, II – ділянка плинності, III – ділянка самозміцнення [22].

При виготовленні деталей за технологією СЛП в області контуру (краю) масивного виробу виникають напруження, які можуть призводити до утворення ряду дефектів [1]: зміни вихідної форми (викривлення) виробу [1] (рис. 1, а), утворення пір і розшарування (рис. 7, а) між новим і холоночим металом через зміни його геометрії, виникнення мікротріщин (рис. 7, б), формування вираженої текстури, що призводить до зниження механічних властивостей і їх анізотропності.

Пошук шляхів попередньої оцінки і розробка заходів щодо зниження залишкових напружень при виготовленні деталей за технологією СЛП є актуальним завданням сучасного матеріалознавства. Сучасний підхід полягає в застосуванні раціональних параметрів та стратегій сканування, але також з врахуванням впливу на формування дефектів та мікроструктури [1,

22, 23]. Альтернативним підходом є використання термообробки для зняття внутрішніх напружень, щоб зменшити величину та наступний вплив внутрішніх напружень [24]. Застосування термічної обробки також повинно бути збалансованим з огляду на вартість виробництва, бажану мікроструктуру та необхідні механічні властивості сплавів.



а



×25 ×100

б

Рисунок 7 – Дослідження мікроструктури з дефектом: а - розшарування (Inconel 718), б - дефект «тріщина» (Ti6Al4V).

Висновки

В результаті проведеного аналізу робіт було встановлено, що під час процесу виготовлення деталей за допомогою СЛП фактично характерним є те, що розтягуючі внутрішні напруження розвиваються на поверхнях, які врівноважені стискаючими внутрішніми напруженнями в об’ємі. Так як дослідження проводились на зразках простої форми, то отримані результати важко співставляються до деталей виробів складної геометричної форми, що мають істотні зміни геометричних розмірів по перерізу.

Перелік посилань

1. Adjamskiy S., Kononenko G., Podolskyi R., Badyuk S. Implementation Of Selective Laser Melting Technology In Ukraine. Kyiv: Naukova Dumka. 2022. 116 p. https://doi.org/10.15407/978-966-00-1856-3

2. Fu D., Li X., Zhang M., Wang M., Zhang Z., Qu S. Influence of Effective Laser Energy on the Structure and Mechanical Properties of Laser Melting Deposited Ti6Al4V Alloy. *Materials (Basel)*. 2020. 13(4). P. 962. https://doi.org/10.3390/ma13040962

3. Gong H., Hengfeng Gu, Zeng K., Dilip J.J.S, Pal D., Stucker B. Melt Pool Characterization for Selective Laser Melting of Ti-6Al-4V Pre-alloyed Powder. *Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin Texas*. 2014. P. 256-267 https://doi.org/10.26153/tsw/15682

4. Dilip J. J. S., Anam M. A., Pal D., Stucker B. A short study on the fabrication of single track deposits in SLM and characterization. *Solid Freeform Fabrication 2016: Proceedings of the 26th Annual International. Solid Freeform Fabrication Symposium – An Additive Manufacturing Conference*. 2016. P. 1644-1659.

5. Аджамський С. В., Кононенко Г. А., Подольський Р. В. Обгрунтування технологічних режимів для формування стабільного одиничного треку при товщині шару 30 мкм зі сплаву INCONEL 718. *Системні технології*. 2023. №2(145). P. 43-52. https://doi.org/10.34185/1562-9945-2-145-2023-05

6. Adjamskiy S., Kononenko G., Podolskyi R., Baduk S. Studying the Influence of Orientation and Layer Thickness on the Physico-Mechanical Properties of Co-Cr-Mo Alloy Manufactured by the SLM Method. *Science and Innovation*. 2022. № 18(5). P.85–94. https://doi.org/10.15407/scine18.05.085

7. Adzhamskyy S. V., Kononenko H. A., Podolskyi R. V. Analysis of Structure after Heat Treatment of Inconel 718 Heat-Resistant Alloys Made by SLM-Technology. *Metallofiz. Noveishie Tekhnol*. 2021. №7(43). P. 909–924. https://doi.org/10.15407/mfint.43.07.0909.

8. Kruth J.-P., Leu M.-C., Nakagawa T. Progress in additive manufacturing and rapid prototyping. *CIRP Ann.-Manuf. Technol*. 1998. №47(2). P. 525–540.

9. Donachie M. J., Donachie S. J. Superalloys: a technical guide, second edition [Elektronisk resurs]. *ASM International*. 2002. P. 409.

10. Deng D. Additively Manufactured Inconel 718: Microstructures and Mechanical Properties. *Linköping: Linköping University Electronic Press*. 2018. P. 69.

11. Chen W., Voisin T., Zhang Y., Forien J.-B., Spadaccini C. M., McDowell D.L., Zhu T., Wang Y. M. Microscale residual stresses in additively manufactured stainless steel. *Nat Commun*. 2019. №10. P.4338. https://doi.org/10.1038/s41467-019-12265-8

12. Herzog D., Seyda V., Wycisk E., Emmelmann C. Additive manufacturing of metals. *Acta Mater*. 2016. №117. P.371–392.

13. Repper J., Link P., Hofmann M., Krempaszky C., Petry W., Werner E. Interphase microstress measurements in IN 718 by cold neutron diffraction. *Appl. Phys. A*. 2010. №99. P.65–569. https://doi.org/10.1007/s00339-010-5607-2

14. Clausen B., Lorentzen T., Leffers T. Self-consistent modelling of the plastic deformation of FCC polycrystals and its implications for diffraction measurements of internal stresses. *Acta Mater*.1998. №46. P. 3087–3098.

15. Mo F. J., Sun G. G., Li J., Zhang C. S., Wang H., Chen Y., Liu Z., Yang Z.

K., Li H. J., Yang Z. L. Recent Progress of Residual Stress Distribution and Structural Evolution in Materials and Components by Neutron Diffraction Measurement at RSND. *Quantum Beam Sci*. 2018. №2. P.15.

16. Mercelis P., Kruth J. P. Residual stresses in selective laser sintering and selective laser melting. *Rapid Prototyp. J*. 2006. №12. P.254–265.

17. Patterson A. E., Messimer S. L., Farrington P. A. Overhanging Features and the SLM/DMLS Residual Stresses Problem: Review and Future Research Need. *Technologies*. 2017. №5. P.15.

18. Schmidt M., Merklein M., Bourell D., Dimitrov D., Hausotte T., Wegener K., Overmeyer L., Vollertsen F., Levy G. N. Laser based additive manufacturing in industry and academia. *CIRP Ann.-Manuf. Technol*. 2017. №66. P.561–583.

19. Zheng B., Zhou Y., Smugeresky J. E., Schoenung J. M., Lavernia E. J. Thermal behavior and microstructure evolution during laser deposition with laser-engineered net shaping: Part II. Experimental investigation and discussion. *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci*. 2008. Vol. 39, № 9. P. 2237–2245.

20. 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

21. Аджамский С. В., Кононенко А. А. Закономерности влияния параметров процесса выборочного лазерного плавления (SLM) на формирование единичного слоя из жаропрочного никелиевого сплава Inconel 718. *Лучевые технологии в сварке и обработке материалов*. 2019. Вип. 9. С. 5-11.

22. Аджамский С. В., Кононенко А. А., Подольский Р. В. Исследование влияния режимов SLM-процесса на качество в области контура изделий. *Матеріали міжнародної науково-технічної конференції «Університетська наука - 2020»*. 2020. С. 157–158.

23. Кононенко Г. А., Аджамський С. В., Подольський Р. В., Сафронова О. А., Шпак Е. А. Порівняльні дослідження механічнихвластивостей зразків сталі 316L, виготовлених на машині ALFA-150 навідповідність світовим аналогам. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії*. 2022. Вип. 36. С. 370-378. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-370-378.

24. Bartlett J. L., Li X. An overview of residual stresses in metal powder bed fusion. *Addit. Manuf*. 2019. №27. P.131–149.

Reference

1. 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

2. Fu, D., Li, X., Zhang, M., Wang, M., Zhang, Z., & Qu, S. (2020). Influence of Effective Laser Energy on the Structure and Mechanical Properties of Laser Melting Deposited Ti6Al4V Alloy. *Materials (Basel)*, 13(4), 962. https://doi.org/10.3390/ma13040962

3. Gong, H., Hengfeng, Gu., Zeng K., Dilip, J. J. S., Pal, D., & Stucker, B. (2014). Melt Pool Characterization for Selective Laser Melting of Ti-6Al-4V Pre-alloyed Powder. *Solid Freeform Fabrication Symposium, Austin Texas*, 256-267. https://doi.org/10.26153/tsw/15682

4. Dilip, J. J. S., Anam, M. A., Pal, D., & Stucker, B. (2016). A short study on the fabrication of single track deposits in SLM and characterization. *Solid Freeform Fabrication 2016: Proceedings of the 26th Annual International. Solid Freeform Fabrication Symposium – An Additive Manufacturing Conference*, 1644-1659

5. Adzhamskyi, S. V., Kononenko, H. A., & Podolskyi, R. V. (2023). Justification of technological modes for the formation of a stable single track with a layer thickness of 30 μm from the INCONEL 718 alloy. *System technologies*, 2(145), 43-52. https://doi.org/10.34185/1562-9945-2-145-2023-05

6. Adjamskiy, S., Kononenko, G., Podolskyi, R., & Baduk, S. (2022). Studying the Influence of Orientation and Layer Thickness on the Physico-Mechanical Properties of Co-Cr-Mo Alloy Manufactured by the SLM Method. *Science and Innovation*, 18(5), 85–94. https://doi.org/10.15407/scine18.05.085

7. Adzhamskyy, S. V., Kononenko, H. A., & Podolskyi, R. V. (2021). Analysis of Structure after Heat Treatment of Inconel 718 Heat-Resistant Alloys Made by SLM-Technology. *Metallofiz. Noveishie Tekhnol*, 7(43), 909–924. https://doi.org/10.15407/mfint.43.07.0909

8. Kruth, J.-P., Leu, M.-C., & Nakagawa, T. (1998). Progress in additive manufacturing and rapid prototyping. *CIRP Ann.-Manuf. Technol*, 47(2), 525–540.

9. Donachie, M. J., & Donachie, S. J. (2002). Superalloys: a technical guide, second edition [Elektronisk resurs]. *ASM International*. P. 409

10. Deng, D. (2018). Additively Manufactured Inconel 718: Microstructures and Mechanical Properties. *Linköping University Electronic Press*, 69

11. Chen, W., Voisin, T., Zhang, Y., Forien, J.-B., Spadaccini, C. M., McDowell, D. L., Zhu, T., & Wang, Y. M. (2019). Microscale residual stresses in additively manufactured stainless steel. *Nat Commun*, 10, 4338. https://doi.org/10.1038/s41467-019-12265-8

12. Herzog, D., Seyda, V., Wycisk, E., & Emmelmann, C. (2016). Additive manufacturing of metals. *Acta Mater*, 117, 371-392

13. Repper, J., Link, P., Hofmann, M., Krempaszky, C., Petry, W., & Werner, E. (2010). Interphase microstress measurements in IN 718 by cold neutron diffraction. *Appl. Phys. A*, 99, 65-569. https://doi.org/10.1007/s00339-010-5607-2

14. Clausen, B., Lorentzen, T., & Leffers, T. (1998). Self-consistent modelling of the plastic deformation of FCC polycrystals and its implications for diffraction measurements of internal stresses. *Acta Mater*, 46, 3087-3098

15. Mo, F. J., Sun, G. G., Li, J., Zhang, C. S., Wang, H., Chen, Y., Liu, Z., Yang, Z. K., Li, H. J., & Yang, Z. L. (2018). Recent Progress of Residual Stress Distribution and Structural Evolution in Materials and Components by Neutron Diffraction Measurement at RSND. *Quantum Beam Sci*., 2, 15

16. Mercelis, P., & Kruth, J. P. (2006) Residual stresses in selective laser sintering and selective laser melting. *Rapid Prototyp. J.*, 12, 254-265

17. Patterson, A. E., Messimer, S. L., & Farrington, P. A. (2017). Overhanging Features and the SLM/DMLS Residual Stresses Problem: Review and Future Research Need. *Technologies*, 5, 15

18. Schmidt, M., Merklein, M., Bourell, D., Dimitrov, D., Hausotte, T., Wegener, K., Overmeyer, L., Vollertsen, F., & Levy, G. N. (2017). Laser based additive manufacturing in industry and academia. *CIRP Ann.-Manuf. Technol*, 66, 561-583

19. Zheng, B., Zhou, Y., Smugeresky, J.E., Schoenung, J. M., & Lavernia, E. J. (2008). Thermal behavior and microstructure evolution during laser deposition with laser-engineered net shaping: Part II. Experimental investigation and discussion. *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater*. Sci, 39(9), 2237-2245

20. Adzhamskyi, S. V., Kononenko, H. A., & Podolskyi, R. V. (2021). The 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

21. Adzhamskyi, S. V., & Kononenko, A. A. (2019). Zakonomernosty vlyianyia parametrov protsessa vyborochnoho lazernoho plavlenyia (SLM) na formyrovanye edynychnoho sloia yz zharoprochnoho nykelyevoho splava Inconel 718 [Patterns of influence of the parameters of the selective laser melting (SLM) process on the formation of a single layer from the heat-resistant nickel alloy Inconel 718]. *Beam technologies in welding and material processing*, 9, 5-11

22. Adzhamskyi, S. V., Kononenko, H. A., & Podolskyi, R. V. (2020). Yssledovanye vlyianyia rezhymov SLM-protsessa na kachestvo v oblasty kontura yzdelyi [Investigation of the influence of SLM process modes on quality in the area of product contours]. Materials of the international scientific and technical conference "University Science - 2020", 157-158

23. Kononenko, H. A., Adzhamskyi, S. V., Podolskyi, R. V., Safronova, O. A., & Shpak, O. A. (2022). Comparative studies of the mechanical properties of 316L steel samples produced on the ALFA-150 machine in accordance with world analogues. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 36, 370-378. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2022-36-370-378

24. Bartlett, J. L., & Li, X. (2019). An overview of residual stresses in metal powder bed fusion. *Addit. Manuf*, 27, 131–149

G. A. Kononenko[1,2], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, Scientific Secretary, ORCID 0000-0001-7446-4105
S. V. Adjamskiy[2,3], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-6095-8646
R. V. Podolskyi[1,2], Ph. D. (Tech.), Junior Researcher, ORCID 0000-0002-0288-0641
E. A. Safronova[1], Junior Researcher, Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-4032-4275
E. A. Shpak[1], Junior Researcher, ORCID 0000-0002-6707-0877
A. I. Deryagin[2], Design Engineer

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *LLC "Additive laser technologies of Ukraine"*
[3] *Institute of Transport Systems and Technologies of the National Academy of Sciences of Ukraine*

INTERNAL RESIDUAL STRESSES IN ADDITIVE MANUFACTURING. (OVERVIEW)

Abstract. Additive manufacturing (AM) is a modern set of technologies that make it possible to quickly and qualitatively create products with a unique geometry that are impossible or difficult to manufacture by traditional methods of production. Currently, researchers pay attention to two major areas, namely AM quality systems

and the search for new regularities in already well-known materials that were produced in a traditional way. Internal residual stresses in polycrystalline materials are classified according to three main classes, namely: stress of type I (macrostress), type II (microstress) and type III (intracrystalline residual stress). Accumulation of internal residual stresses generated during the manufacturing process as a result of local heating and cooling (cooling rates from 103 to 108 K/s) can cause damage and possible failure of parts during service. Thus, the reduction of residual internal stresses is considered one of the most urgent and important problems in the field of AM. As a result of the analysis of the works, it was established that during the process of manufacturing parts with the help of SLP, it is actually characteristic that tensile internal stresses develop on the surfaces, which are balanced by compressive internal stresses in the volume. Since the research was carried out on samples of a simple shape, the obtained results are difficult to compare with the details of products of a complex geometric shape, which have significant changes in the geometric dimensions of the cross-section.

Key words: Alfa-150, 316L, microstructure, mechanical tests, SLM technology.

For citation: Kononenko, G. A., Adjamskiy, S. V., Podolskyi, R. V., Safronova, E. A., Shpak, E. A., & Deryagin, A. I. (2023). Internal residual stresses in additive manufacturing. (Overview). *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 434-446. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-434-446

Стаття надійшла до редакції збірника 02.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-447-464
УДК 669-413:669.018

Г. А. Кононенко[1], д.т.н., ст. дослідник, ORCID 0000-0001-7446-4105
Т. В. Кімстач[1,2], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-8993-201X
О. А. Сафронова[1], м.н.с., аспірант, ORCID 0000-0002-4032-4275
Р. В. Подольський[1], Ph. D. (Tech.), н.с., ORCID 0000-0002-0288-0641

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

ШЛЯХИ ПІДВИЩЕННЯ СТІЙКОСТІ ТА ЖИВУЧОСТІ ЛИСТОВОГО ПРОКАТУ ІЗ БРОНЬОВОЇ СТАЛІ. (ОГЛЯД)

Анотація. Постійне підвищення вимог до захисту бронетехніки, викликане удосконаленням високоефективних стрілецьких засобів ураження та диктує необхідність пошуку нових підходів до підвищення динамічної стійкості броньових сталей з використанням сучасних металургійних, матеріалознавчих та конструктивних досягнень. Розробка та проектування працездатних матеріалів та конструкцій броньового захисту є складною науково-технічною проблемою. Метою роботи є визначення перспективних напрямків удосконалення складів та технологій обробки високоміцних сталей для виготовлення товстолистового прокату відповідального призначення, що забезпечить підвищення експлуатаційних характеристик броні. В роботі розглянуті вимоги щодо фізіко-механічних та балістичних характеристик листового прокату для виготовлення бронеперешкод. Проаналізовано вплив легування на властивості високоміцних сталей, що застосовуються в даний час для виготовлення засобів бронезахисту. Розглянуті сучасні тенденції до підвищення їх якості. Проаналізовано види термічного оброблення товстолистового прокату, їх вплив на формування структури та комплексу механічних властивостей, бронестійкості та живучості елементів спецпродукції. За результатами досліджень у роботі встановлено, що перспективним напрямом отримання високого комплексу міцності і в'язкості, а також балістичних характеристик конструкційних сталей є формування структури дрібнодисперсного бейнітного фериту без виділення карбідів цементитного типу в поєднанні зі стабільним залишковим аустенітом. Формування такої структури досягається завдяки комплексному легуванню сталі хімічними елементами, що дозволяють практично повністю пригнічити процеси утворення карбідів у бейнітному фериті (кремній, алюміній, кобальт, нікель).

Ключові слова: гомогенна товстолистова сталь, твердість, міцність, ударна в’язкість, бейнітний ферит, термічна обробка.

Посилання для цитування: Шляхи підвищення стійкості та живучості листового прокату із броньової сталі. (Огляд). / Г. А. Кононенко, Т. В. Кімстач, О. А. Сафронова, Р. В. Подольський // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 447-464. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-447-464

Актуальність. На сьогоднішній день активно розвиваються засоби захисту всіх видів бронетехніки від ураження стрілецькою зброєю, розробляються нові марки сталей із підвищеними показниками протиснарядної стійкості, що забезпечують зниження металоємності конструкцій за одночасного підвищення тактико-технічних характеристик виробу. При розробці броні основною метою є створення найлегшої та найпростішої її структури, що надійно захищає від пробивання [1], яка може бути досягнута шляхом комплексного вирішення наступних питань [2]:

- удосконалення традиційних та розробка нових хімічних складів броньових матеріалів;
- застосування більш досконалих методів виплавки, розкислення та розливання, що забезпечують чистоту сталі по неметалевим включенням та газам, а також сприятливу макроструктуру без зональної ліквації та високу ізотропність властивостей;
- застосування інтенсивних методів термічної та термомеханічної обробок, що різко подрібнюють структуру та субструктуру сталі;
- удосконалення режимів зміцнюючої термічної обробки, що дозволить підвищити рівень механічних властивостей та характеристики балістичного захисту броні за рахунок формування структури нижнього безкарбідного бейніту;
- розробка режимів різання, зварювання, обладнання та інструменту для механічної обробки високоміцних сталей тощо.

Таким чином, завдання розробки нових видів та складів броньових матеріалів, підвищення їх механічних та експлуатаційних характеристик залишається актуальним.

Мета дослідження. На підставі аналізу літературних джерел визначити перспективні напрямки удосконалення складів та технологій обробки високоміцних сталей для виготовлення товстолистового прокату відповідального призначення. З урахуванням отриманих даних встановити шляхи підвищення експлуатаційних характеристик броні.

Стан питання. Основою завдання при проектуванні нових броньових перешкод та броні для бронетехніки є розробка та впровадження нових матеріалів на основі високоміцних сплавів, що володіють комплексом механічних властивостей. В даний час забезпечення високої динамічної стійкості броні проти сучасних засобів ураження без збільшення її товщини і, відповідно, маси конструкції в цілому досягають за рахунок застосування різних неметалевих матеріалів (бронекераміки, високоміцних тканин і т.д.) [3-5]. Основним матеріалом для виготовлення броні є високоміцна сталь.

За способом виробництва броньову сталь поділяють на катану та литу. Катана броня перевершує литу протиснарядною стійкістю при

однаковій твердості [6].

За призначенням розрізняють броню: протикульову, протиснарядну та конструкційну.

Залежно від застосування, існує три основних види сталей для бронювання [7]:

- сталі для бронювання важкої техніки (танкова броня) Ці сталі повинні витримувати влучення без розколу великокаліберних снарядів (вимога живучості), а також забезпечувати вимоги щодо зварюваності (відпуск зварних з'єднань не допускається). Товщина листа від 80 до 380 мм. У танках товщина може досягати до 9,5 см. Така масивна броня здатна витримувати лобове попадання артилерійських снарядів, проте її застосування недоцільне у зв'язку зі значним обтяженням танка та великими витратами палива;

- сталі для бронювання легкої техніки. Ці сталі повинні витримувати без розколу попадання великокаліберних куль (вимога живучості), а також забезпечувати вимоги щодо зварюваності (за умови відпуску зварних з'єднань). Її стандартна товщина складає 50- 80 мм;

- сталі широкого спектра застосування. Вимоги до сталей: витримувати без розколів та появи тріщин у місцях влучення снарядів калібру 20 мм. Сюди належить матеріал, товщина якого не перевищує 50 мм. Застосовуються для виготовлення індивідуальних бронежилетів, сейфів, металевих шаф.

За внутрішньою будовою та механічними властивостями сталеву броню поділяють на два типи: гомогенну та гетерогенну [6]:

- гомогенна броня – захисний однорідний шар матеріалу, який має підвищену міцність і має по всьому перерізу відносно однорідний хімічний склад та властивості;

- гетерогенна броня – має різні механічні властивості по товщині листа.

У роботах [6,8] наголошується, що найбільшого поширення при виробництві сучасного спеціального обладнання набула гомогенна броня.

Гомогенна броня буває трьох типів [9-10]:

- високої твердості (σ_B – не менше 1500 МПа, твердість – 514 … 363 НВ), застосовують як протикульову, а також для захисту від снарядів малих калібрів;

- середньої твердості (σ_B – не менше 950 МПа, твердість – 341 … 285 НВ), використовують для виготовлення корпусів та веж сучасних основних бойових танків;

- низької твердості (σ_B – не менше 700 МПа, твердість – 255 … 217 НВ), використовують для виготовлення окремих деталей корпусу, оскільки має хороші показники захищеності від великокаліберних снарядів, тому що має високу в'язкість.

Основними вимогами до броньової сталі є: висока стійкість (опір впливу куль та снарядів) та живучість (здатність не руйнуватися при багаторазових попаданнях снарядів).

Для забезпечення цих вимог листовий прокат із броньової сталі повинен мати високу міцність і твердість (до HRC 57-58) при збереженні пластичних характеристик та в'язкості (відносне звуження залежно від засобів ураження від 25 до 40%). Твердість сталі безпосередньо впливає на балістичний захист, а ударна в'язкість необхідна для забезпечення поглинання енергії вибухової хвилі. Твердість і ударна в'язкість – дві характеристики, які перебувають у постійному протиріччі [11].

Броньова сталь повинна мати також комплекс технологічних властивостей [12-13]: зварюваністю та мінімальним зміцненням при зварюванні для забезпечення стійкості та живучості зварних з'єднань; оброблюваністю різанням; технологічністю при правці, згинанні, штампуванні.

Важливим завданням для виготовлення броні є надання металу таких властивостей, щоб він міг рівномірно розподіляти кінетичну енергію, з якою він стикається при попаданні снаряда. Це дозволяє значно знизити точкове пошкодження, що, в кінцевому рахунку, і захищає броньову сталь від проникних пошкоджень [7].

Результати. Як зазначалося раніше, основним матеріалом для виготовлення броні є високоміцна легована сталь. Як основні легуючі елементи броньової сталі застосовують нікель, марганець, хром, молібден, кремній. Композиція легуючих елементів та їх вміст у броньових сталях різні та залежать від призначення броньових деталей. Хімічний склад та механічні властивості типових представників броньових сталей наведені у табл. 1 [2-3,14-19].

На якість броні найінтенсивніше впливає вуглець. Збільшення вмісту підвищує твердість, але різко збільшує крихкість, знижує в'язкість броні, погіршує її зварюваність. Погіршення зварюваності броньових сталей, при підвищенні вмісту вуглецю, проявляється у підвищеній схильності металу зони термічного впливу до утворення холодних тріщин внаслідок формування в металі загартованих структур та збільшення рівня залишкових напружень. Наявність таких факторів в зоні термічного впливу зварних з’єднань корпусів машин призводить до катастрофічного зниження їхньої динамічної живучості, особливо при низьких температурах. Зазначено [20], що зниження вмісту вуглецю нижче 0,27 % (мас.) недоцільне через зменшення твердості сталі, а підвищення його концентрації вище 0,48 % (мас.) [17] призводить до небажаного окрихчування, а також до підвищення значень вуглецевого еквівалента, що погіршує зварюваність металу.

Таблиця 1 – Хімічний склад та механічні властивості броньових сталей [2-3, 14-15, 17-19].

Марка сталі	Вміст елементів, % мас									
	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	B	S	P	Інші
Фінляндія										
MiiluxProtection 400	<0,24	<1,70	<0,70	<1,50	<0,70	<0,50	<0,004	<0,015	<0,030	–
MiiluxProtection 500	<0,30	<1,70	<0,70	<1,50	<0,80	<0,50	<0,004	<0,015	<0,030	–
Швеція										
Armox 370T Class 1	<0,32	<1,20	<0,40<	<1,00	<1,80	<0,70	<0,005	<0,030	<0,010	–
Armox 370T Class2										–
Armox 500 T	<0,32	<1,20	<0,40	<1,01	<1,81	<0,70	<0,005	≤0,010	<0,015	
США										
4340 TOD, (40ХН2МФ)	0,37-0,43	0,60-0,80	0,15-0,30	0,70-0,90	1,65-2,00	0,20-0,30	–	<0,040	<0,035	–
Франція										
MARS 190	<0,30	<1,00	<0,4	<1,10	<2,00	<0,45	–	<0,005	–	–
MARS 240	<0,30	<1,00	<0,4	<1,60	<1,80	<0,60	–	<0,020	<0,010	–
MARS 270	<0,35	<1,00	<0,4	<0,75	<3,10	<0,40	–	<0,020	<0,010	
СНГ										
БТ70Ш	0,32-0,37	0,35-0,55	1,30-1,60	0,90-1,10	2,20-2,40	0,25-0,35	–	≤0,012	≤0,010	–
42СМ	0,40	0,50	1,35	1,50	1,60	0,40	–	–	–	–
71	0,29- 0,36	0,60- 1,00	1,20- 1,50	1,50-2,00	2,00-2,40	0,45-0,55	–	≤0,003	≤0,012	0,18-0,25 V 0,005-0,025 Ti 0,015-0,025 Al
44 (45ХНМФА)	0,42-0,50	0,50-0,80	0,17-0,37	0,80-1,10	1,30-1,80	0,20-0,30	–	–	–	0,10-0,18 V

Продовження табл. 1.

Марка сталі	Товщина, мм	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_в$, МПа	Твердість, НВ	δ, %	Ψ, %	Ударна в'язкість
Фінляндія							
MiiluxProtection 400	30-120	1100	1400	380-480	8		30 по Шарпі, –40°С, Дж
MiiluxProtection 500		1250	1600	450-540	8	–	25 по Шарпі,–40°С, Дж
Швеція							
Armox 370T Class 1	40-80	850	950-1150	300 –350	12	–	30 по Шарпі,–40°С, Дж
Armox 370T Class2	3-150	800	900-1100	280-330	13	–	40 по Шарпі,–40°С, Дж
Armox 500 T	3-80	1250	1450 -1750	480-540	8	–	32 по Шарпі,–40°С, Дж
США							
4340 TOD, (40ХН2МФ)	–	470	745	–	22	50	–
Франція							
MARS 190	51-500	–	900	≤388	–	–	–
MARS 240	38-50	1100	1600	450-534	9	–	16 по Шарпі,–40°С, Дж
MARS 270	25-75	–	1700	477-534	–	–	–
СНГ							
БТ70Ш	–	1650-1750	1850-2000	470-500	10,5-13,0	35-40	0,55-0,65 МДж/м^2
42СМ	–	814-853	961-1020	–	16-18	63-71	0,69-1,08 МДж/м^2
71	–	1470- 1660	1750- 1960	476-538	≥7	≥15	KCU^{+20}, ≥68,6 Дж/см^2 KCU^{-40}, ≥29,4 Дж/см^2
44 (45ХНМФА)	–	1550-1700	2050-2100	560-610	8-10	30-40	0,5-0,6 МДж/м^2

Використання при виготовленні зварювальної броні для танко- та суднобудування (товщиною 20...100 мм) сталі з концентрацією вуглецю понад 0,4% вимагає застосування досить складних режимів зварювання та термічної обробки зварних з'єднань.

Введення в броньову сталь як легуючих елементів марганцю, нікелю, хрому і молібдену сприятливо позначається на зносостійкості сталі. Однак вміст цих елементів має бути суворо обмежений, виходячи з економічних та технологічних аспектів вирішення питання щодо розробки матеріалу.

Марганець збільшує характеристики міцності і підвищує прогартовуваність броні. Слід зазначити, що прогартовуваність по всій товщині листа є важливою та обов'язковою умовою високої зносостійкості сталі для відповідальних виробів. Марганець надає гарних ливарних якостей. При збільшенні вмісту його в сталі до 2% (мас.), монотонно підвищується тимчасовий опір руйнуванню при розтягуванні, але підвищення границі плинності зберігається при додаванні Mn тільки до 1,5% (мас). Ударна в'язкість знижується зі збільшенням концентрації Mn і особливо інтенсивно при вмісті його вище 1,5% (мас.). Підвищення вмісту марганцю призводить до подрібнення зерна фериту та збільшення частки зміцнюючої фази, а при концентрації більше 1,7% (мас.) відбувається утворення дрібнозернистого бейніту та острівцевого мартенситу.

Нікель збільшує в'язкість і міцність броні, покращує зварюваність, підвищує прожарювання. Однак підвищення вмісту нікелю вище 2% (мас.) призводить до зниження температури початку мартенситного перетворення, що підвищує кількість залишкового аустеніту та може несприятливо впливати на зварюваність сталі. У роботі [2] виявлено важливу закономірність, що зв'язує живучість броні при температурі -40 °С із вмістом нікелю. Встановлено [2], що для забезпечення задовільної живучості при твердості 401 НВ за Брінеллем необхідно не менше 4,0% (мас.) Ni; для 363 НВ – 3% (мас.) Ni, а для 321 НВ, що характерно для серійної броні, достатньо 2% (мас.) Ni.

Хром підвищує міцність, пластичність конструкційних сталей, особливо у поєднанні з нікелем, зменшує схильність сталі до перегріву, покращує прожарювання. Але разом з тим хромисті сталі чутливі до відпускної крихкості, уникнути появи якої можна за рахунок їх додаткового легування молібденом. Хром підвищує корозійну стійкість сталі, збільшує її електричний опір та зменшує коефіцієнт лінійного розширення.

Молібден зменшує крихкість броньової сталі при відпуску, полегшує механічну обробку і збільшує мартенситну та бейнітну прогартовуваність (особливо в присутності нікелю) [21]. Сприяє

подрібненню зерна, підвищує корозійну стійкість.

Перспективним напрямом отримання високого комплексу міцності і в'язкості конструкційних сталей є формування структури дрібнодисперсного бейнітного фериту без виділення карбідів цементитного типу в поєднанні зі стабільним залишковим аустенітом [22-24]. Формування такої структури досягається завдяки комплексному легуванню сталі хімічними елементами, що дозволяють практично повністю придушити процеси утворення карбідів у бейнітному фериті (кремній, алюміній, кобальт, нікель) [23, 25-26] та/або відповідної термічної обробки. У роботі [27] зазначено, що для одержання структури безкарбідного бейніту конструкційні сталі доцільно легувати марганцем та кремнієм (або алюмінієм) у певному співвідношенні. За даними роботи [28] легування кремнієм сплавів системи Х3Г3МФС сприяє протіканню бейнітного перетворення за безкарбідною схемою.

Однак при вмісті Si більше 2% (мас.) дуже проблематично отримати структуру нижнього безкарбідного бейніту при безперервному охолодженні. Це пов’язано з тим, що із збільшенням концентрації кремнію знижується стійкість переохолодженого аустеніту в області перлітного перетворення і підвищується в області бейнітного перетворення.

Слід зазначити, що до складу броньових сталей провідних світових виробників (див. таблицю 1) для забезпечення високого рівня міцності та твердості, а також підвищення прогартовуваності додається бор. Оптимальною кількістю бору з точки зору забезпечення цієї характеристики, є 0,0003-0,01% (мас.). Ефективне також введення в сталь бору для підвищення границі пропорційності. За даними [29] найбільш ефективне використання бору спільно з міддю; так, присадка до 0,5% (мас.) Cu в мікролегування (до 0,003% (мас.)) в сталь дозволяє підвищити розчинність бору в аустеніті і запобігти виділенню крихкої фази, що містить бор, на границях аустенітних зерен. У сталях із більш високим вмістом бору (0,003–0,005 % (мас)), додатково легованих міддю, бориди рівномірно виділяються в середині та по границям зерен у вигляді невеликих рівновісних включень. Сталь з бором і міддю після термічної обробки має більш високу міцність і, особливо, ударну в'язкість у порівнянні з сталлю, що містить бор без міді. Однак мікролегування сталей бором ускладнює технологію отримання металу практично на кожному переділі і вимагає досить високої культури виробництва, що є стримуючим фактором широкого його використання.

До зарубіжних сталей висувають більш жорсткі вимоги до вмісту шкідливих домішок (сірки та фосфору), які знижують пластичність та

сприяють розвитку відпускної крихкості.

Для отримання дрібнозернистої сталі найбільш ефективне комплексне мікролегування двома карбідо- або нітридоутворюючими елементами, у яких температура переходу відповідних фаз у твердий розчин різна. Таким чином, підвищення комплексу механічних властивостей та бронестійкості броні можливе за рахунок ефективного мікролегування елементами V, Ti, Nb.

У роботі [30] запропоновано додаткове введення до складу броньової сталі, % (мас.): (0,01-0,05%) Al, (0,005-0,020%) N, (≤0,05) Nb та (≤0,50) Cu, що при певному співвідношенні основних легуючих елементів, сприяє отриманню високих характеристик міцності броньової сталі, при досить високому рівні пластичності і в'язкості. Броня, виготовлена із запропонованої сталі, характеризується підвищеною протиснарядною стійкістю та живучістю.

Істотне значення в підвищенні якості броньової сталі має застосування сучасних методів виплавки: електрошлакового (ЕШП), вакуумного дугового (ВДП), вакуумно-індукційного (ВІП) переплавів. Численними дослідженнями показано, що ці методи виплавки зменшують вміст неметалевих включень і газів [31].

Броньовий захист повинен мати рівень механічних властивостей, що дозволяють їй тривалий час перебувати під постійним обстрілом без проникнення снарядів. Цей рівень досягається термічною обробкою броньових листів. Термічна обробка товстолистового прокату для виготовлення елементів конструкцій суден, бронетехніки, елементів броні стаціонарних об'єктів та інших металовиробів відповідального призначення є технологічною операцією, що визначає кінцевий комплекс механічних властивостей готового виробу.

Одним із найважливіших показників якості броньового захисту є твердість. Найбільш поширений спосіб отримання високої твердості – це загартування сталі та низький відпуск. Однак після низького відпуску броньові сталі при снарядному обстрілі мають схильність до крихких руйнувань після зварювання внаслідок зварювальних напружень [2].

Утворення тріщин і відколів у низьковідпущеній сталі пояснюється високим рівнем залишкових загартованих напружень, що зростають із збільшенням товщини броні (при товщині 80 мм напруження досягають 80 кгс/мм^2 [32]). Крім того, мартенситна структура [33] відрізняється наявністю в мікрообсязі сталі "пікових" напружень, що значно перевершують середнє зональне напруження. Це пов'язано з неоднорідністю структури по границям та об’єму зерна, утворенням пружно спотворених областей з малорухливими дислокаціями, які є концентраторами напружень та осередками зародження тріщин. Всі ці

явища посилюються з підвищенням вмісту вуглецю в сталі.

Більш перспективним способом підвищення твердості, заснованим на дисперсійному твердінні легованої сталі, є загартування з високим відпуском. При цьому можуть бути отримані механічні властивості, аналогічні властивостям низько відпущених сталей, але при цьому мати значно вищий опір крихкому руйнуванню, у зв'язку з повним усуненням напружень загартування [2]. Загартування з високим (500-650 °С) відпуском зумовлює отримання високих характеристик пластичності та запасу в'язкості матеріалу, що забезпечують живучість (відсутність схильності до крихких руйнувань-розколів та тильних сколів). При цьому рівень характеристик міцності (σв - тимчасовий опір руйнуванню при розтягуванні) знаходиться, як правило, в межах 850-1100 МПа.

Підвищення фізико-механічних властивостей можливе також за рахунок зміни структури броньової сталі (отримання зерна з балами 11-12) [2].

Разом з тим останніми роками стали відомі дослідження іноземних фахівців, спрямовані на підвищення комплексу механічних властивостей, бронестійкості та живучості елементів спецпродукції.

Одним з перспективних напрямків отримання надвисокоміцних сталей (σв ≤ 2000 МПа з задовільним рівнем пластичності), при економному їх легуванні, є також технологія термічної обробки Quenching-and-Partitioning (Q-n-P) або TRIP-effect. Ця технологія застосовується на складнолегованих сталях: 30Х9Н8М4Г2С2, 25Н25М4Г1 та інші. Після загартування з 1000-1100 °С у сталях формується аустенітна структура, оскільки температура початку мартенситного перетворення має значення менше нуля градусів. При наступній пластичній деформації (ступінь обтиснення 50-80%) при 450-600˚С (нижче за температуру рекристалізації) відбувається наклеп аустеніту та його збіднення вуглецем і легуючими елементами за рахунок виділення карбідів (дисперсійне зміцнення). В результаті збільшуються температури $M_н$ і M_s (M_s перевершує 20˚С). У процесі охолодження аустеніт стає метастабільним і при повторній деформації зазнає мартенситного перетворення. В результаті загартування, наклепу та деформаційного старіння аустеніт TRIP-сталі набуває оптимальних механічних властивостей: високу міцність ($σ_в$=1800-2000 МПа, $σ_{0,2}$= 1400-1700 МПа), хорошу пластичність δ ≥ 20%. Недоліки даної технології полягають у високій легованості сталі, необхідності потужного обладнання для проведення деформації за порівняно низьких температур і труднощів у зварюванні.

Для протикульної броні компанія Tata Steel отримала ліцензію на використання "super-bainitic" високоміцних броньових сталевих листів Pavise™ SBS 600, що представляють новий тип надміцного захисту.

Після термообробки та введення добавок матеріал набуває надвисокої міцності бейніту. "Super-bainitic" сталь має границю міцності при розтягуванні 2500 МПа, твердість HV 600-670 при досить високому рівні ударної в'язкості. Але метал такого виробу має недостатній рівень в'язкості та пластичності для протиснарядної броні. Крім цього, такий високий рівень міцності та твердості складно досягти при товщині прокату понад 40 мм.

Типовими представниками цього класу є броньові сталі марки MARS 190 (Франція) та ARMOX 370S (Швеція). Найкращі зарубіжні виробники товстого листа для броні важкої техніки використовують сталі, вимоги до яких регламентуються стандартом MIL-A-12560 “Armorplate, steel, wrought, gomogeneous. For use in combat-vehicles and for ammunition testing». Середні значення границі міцності таких сталей лише на рівні 900 МПа при товщині листа 51-500 мм і твердості - до 388НВ. Обмеження твердості пов'язане з необхідністю забезпечення достатнього рівня пластичності та в'язкості.

У роботі [34] сталеві листи RHA (прокатані зразки сталі з гомогенної броні) піддавалися різним ізотермічним та відпускним термообробкам для отримання зразків з бейнітною та бейнітно-мартенситною змішаною мікроструктурою (рис 1).

Сталі RHA (MIL-A-12560) були піддані ізотермічній термообробці при трьох різних температурах, одна з яких (360°С) була вищою за температуру початку утворення мартенситу M_s 336°С, а дві інші 320°С і 270°С мали нижчу температуру M_s. Для оцінки характеристик балістичного захисту було визначено втрати кінетичної енергії кулями 12,7 мм, (табл. 2). Балістичний захист та властивості цих зразків були порівняні з характеристиками звичайного зразка RHA. Було виявлено, що зразки з переважно бейнітною мікроструктурою забезпечують більш високий балістичний захист, ніж звичайний зразок RHA. Це спостереження дозволило встановити, що можна поліпшити балістичні властивості з допомогою бейнітних мікроструктур навіть у броньової сталі звичайного хімічного складу. Також автори роботи помітили, що результати звичайних випробувань на твердість і удар нехай не вказують безпосередньо на характеристики балістичного захисту, але ці виміри все ж таки дають уявлення про переважну механічну поведінку, яку слід очікувати при балістичних випробуваннях.

Перспективність одержання мікроструктури бейніту була підтверджена ізотермічною обробкою зразка при 360°С. Забезпечення підвищення балістичного захисту приблизно на 10% вище порівняно із звичайним зразком RHA із мікроструктурою відпущеного мартенситу. При зниженні температури Ms балістичні характеристики ізотермічно оброблених зразків знижувалися.

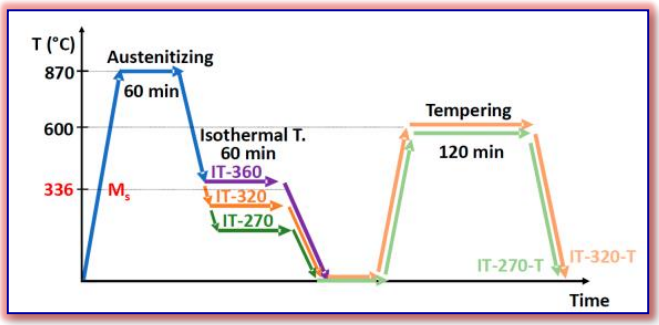


Рисунок 1 - Режими термічної обробки броньової сталі [34].

Таблиця 2 – Балістичні характеристики броньової сталі [34]ю

Обробка	Середня втрата кінетичної енергії кулі, %	Зміна балістичних характеристик по відношенню до зразка RHA, %
RHA	31,0±2,3	-
IT-360	34,0±2,0	+9,9
IT-320	32,3±0,7	+4,2
IT-270	25,2±1,4	-18,6
IT-270-T	29,0±0,2	-6,5
IT-320-T	28,8±1,5	-7,2

Висновки

1. Основними вимогами до механічних властивостей листового прокату з броньової сталі є висока міцність та твердість (до HRC 57-58), при цьому збереження пластичних характеристик та в'язкості (відносне звуження залежно від засобів ураження від 25 до 40%). Висока стійкість (опір впливу куль і снарядів) та живучість (здатність не руйнуватися при багаторазових попаданнях снарядів) також є важливими характеристиками листового прокату для броньової сталі.

2. Основним матеріалом для виготовлення броні є міцна легована сталь. Основними елементами є нікель, марганець, хром, молібден, кремній. Як легуючі елементи застосовують введення марганцю, нікелю, хрому і молібдену, для підвищення зносостійкості сталі. Введення цих елементів має бути суворо обмежене виходячи з економічних та технологічних аспектів вирішення питання щодо розробки матеріалу

3. В силу достатньої надійності та універсальності знайшли широке застосування для виготовлення броньових захистів конструкційної броні з високоміцної сталі, які поряд з високою твердістю мають досить високі показники пластичності та в'язкості. Перспективним напрямом

отримання високого комплексу міцності і в'язкості конструкційних сталей є формування структури дрібнодисперсного бейнітного фериту без виділення карбідів цементитного типу в поєднанні зі стабільним залишковим аустенітом. Формування такої структури досягається завдяки комплексному легуванню сталі хімічними елементами, що дозволяють практично повністю пригнічити процеси утворення карбідів у бейнітному фериті (кремній, алюміній, кобальт, нікель).

Перелік посилань

1. Rosenberg Z., Dekel E. Terminal Ballistics. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012. 323 p.
2. Високовський С. І., Гуглін Н.Н., Левін Л. С., Маресєв М. І., Філорік'ян Б. К. Про шляхи підвищення протиснарядної стійкості катаної сталевої броні для танків. Запитання оборонної техніки. Серія XX. Випуск 63. 1976 г. URL : http://btvt.info/5library/vop_1976_btk1.htm
3. Королько С. В. Аналіз і оцінка можливостей застосування сучасних матеріалів для броньованої техніки та захисту особового складу від ураження. *Системи озброєння і військова техніка*. 2015. № 2(42). С. 163-167.
4. Рыбин А. А., Летников А. Ю., Сидоров И. И. Экспериментальный анализ механического поведения полимерных нитей в исходном состоянии и в составе тканей при импульсных нагрузках. *Вопросы оборонной техники*. 2001. № 3. С. 125-126.
5. Дашевская О. Б., Чухин Б. Д., Хромушин В. А. Перспективы совершенствования тканевой защиты для создания средств индивидуальной бронезащиты. *Актуальные проблемы защиты и безопасности*. 2000. Т. 2. 300 с.
6. Шадрин И. Д., Хмельников Е. А., Вендер И. И., Заводова Т. Е., Смагин К. В. Анализ броневой защиты танков. *ИНТЕРЭКСПО*. 2018. № 7. С. 167-177.
7. Як використовується броньова сталь. URL: https://promplace.ru/vidy-metallov-i-klassifikaciya-staty/bronevaya-stal-1516.htm (дата звернення 29.10.2023).
8. Броня гомогенна в сучасних танках: міцність, рикошетоспроможність. URL: https://fb.ru/article/279425/bronya-gomogennaya-v-sovremennyih-tankah-prochnost-rikoshetosposobnost (дата звернення 29.10.2023).
9. Загорянский В. Г. Оптимизация характеристик противопульной биметаллическойброни по критерию предельной скорости пробития. *Обработка сплошных и слоистых материалов*. 2015. № 1 (42). С. 28-34.
10. Тищенко В. І., Грецьких О. В. Особливості дослідження окремих зразків патронів вогнепальної зброї. *Актуальні проблеми вдосконалення чинного законодавства України: Збірник наукових статей*. 2019. №. 49. С. 89-99.
11. Crouch I. G., Cimpoeru S. J., Li H., Shanmugam D. Armour steels. *The Science of Armour Materials*. 2017. P. 55-115. https://doi.org/10.1016/B978-0-08-100704-4.00002-5
12. Barenyi I., Hires O., Liptak P. Changes in Mechanical Properties of Armoured UHSLA Steel ARMOX 500 After Over Tempering. *Problems of Mechatronics. Armament, Aviation, Safety Engineering*. 2013. № 4. P. 7-14.
13. Barenyi I. Secondary processing of UHSLA ARMOX 500 steel with heat based technologies. *University Review*. 2012. Vol. 6, № 2. P. 6-9.

14. Як використовується броньова сталь. URL: https://promplace.ru/vidy-metallov-i-klassifikaciya-staty/bronevaya-stal-1516.htm (дата звернення 30.10.2023).

15. The Science of Armour Materials. Edited by Ian G. Crouch. Duxford: Woodhead Publishing, 2016. 754 p.

16. Зносостійка та захисна сталь MIILUX. URL: https://emk24.ru/wiki/spetsialnye_stali/iznosostoykie-stali-miilux_8710245/ (дата звернення 30.10.2023).

17. Ultra High Hard Armor–Mars 240 For Sale. Bozhong Metal. URL: http://surl.li/ppcoz (дата звернення 30.10.2023).

18. Бабинец А. А., Рябцев И. А., Панфилов А. И. Материалы для индивидуальной бронезащиты (Обзор) *Автоматическая сварка*. 2018. №8. С. 45-51.

19. Чукин М. В., Салганик В. М., Полецков П. П., Бережная Г. А., Гущина М. С., Кузнецова А. С., Алексеев Д. Ю. Аналіз технічних вимог, що пред'являються до наноструктурованого високоміцного листового прокату. URL: http://surl.li/ppcpj (дата звернення 30.10.2023).

20. Броньована листова сталь. URL: https://b-steel.ru/listovoj-prokat-armox. (дата звернення 30.10.2023).

21. Khan W., Tufail M., Chandio A. D. Characterization of Microstructure, Phase Composition, and Mechanical Behavior of Ballistic Steels.*Materials.* 2022. №15(6). https://doi.org/10.3390/ma15062204

22. Caballero F. G., Bhadeshia H. K. D. H. Very strong bainite. *Current Opinion in Solid State and Materials Science*. 2004. №8. P. 251-257.

23. Kaletin A. Yu., Schastlivtsev V. M., Kareva N. T., Smirnov M. A. Embrittlement of structural steel with a bainitic structure upon tempering. *Fiz. Met. Metalloved*. 1983. №56. P. 366–371.

24. Liu B., Li W., Lu X., Jia X., Jin X. The effect of retained austenite stability on impact-abrasion wear resistance in carbide-free bainitic steels. *Wear*. 2019. Vol. 428–429. P. 127-136. https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.02.032

25. Kaletin Yu. M., Ryzhkov A. G., Kaletin A. Yu. Alloying and heat treatment of steels with bainitic structure. *Springer*.1987. №29. P.731–735.

26. Navarro-Lopez A., Sietsma J., Santofimia M. J. Effect of prior athermalmartensite on the isothermal transformation kinetics below Ms in a low-C High-Si steel. *Metallurgical and materials transactions*. 2016. №47A. P. 1028-1039.

27. Setia P., Venkateswaran T., Tharian K. T., Jain J., Sudhanshu S. Singh, Shashank Shekhar Influence of Si content on the microstructure and mechanical properties of silicon stainless steel. Materials Science and Engineering: A. 2022. P. 142141. https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.142141

28. Simonov Y., Georgiev M., Syuzeva E. Onditions of the formation of lower carbidefree-bainite under continuous slow cooling. Scientific proceedigs XII international congress "Machines, technologies, materials". 2015. P. 84-87.

29. Андреев А. К., Ермаков Б. С. Материалы для низкотемпературной техники: учеб. пособие. СПб. : Университет ИТМО. 2016. 355 с.

30. Hakan Atapek S. Development of a New Armor Steel and its Ballistic Performance. Defence Science Journal. 2013. № 63(3). P. 271-277. https://doi.org/10.14429/dsj.63.1341

31. Григоренко Г. М., Зубер Т. О., Костін В. А., Позняков В. Д. Структура та властивості металу зони термічного впливу зварних з'єднань високоміцних спеціальних сталей. Металознавство та обробка металів. 2018. №4. С. 27-34. https://doi.org/10.15407/mom2018.04.027

32. Немчинский Л. Л. *Металловедение (сборник статей)*. Судпромгиз. I960, № 4, с. 27.

33. Вылежнев В. Ц, Саррак В. И., Энтин Р. И. *Проблемы металлов*. 1972. № 1. с. 190.

34. Konca E. A Comparison of the Ballistic Performances of Various Microstructures in MIL-A-12560 Armor Steel. *Metals*. 2020. №10. P. 446. https://doi.org/10.3390/met10040446.

References

1. Rosenberg, Z. & Dekel, E. (2012). Terminal Ballistics. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 323

2. Vysokovskyi, S. I., Huhlin, H.N., Levin, L. S., Maresiev M. I., & Filorikian B. K. (1976). Pro shliakhy pidvyshchennia protysnariadnoi stiikosti katanoi stalevoi broni dlia tankiv [About ways to increase the anti-projectile resistance of rolled steel armor for tanks]. *Questions of defense equipment. Series XX*, 63. http://btvt.info/5library/vop_1976_btk1.htm

3. Korolko, S. V. (2015). Analiz i otsinka mozhlyvostei zastosuvannia suchasnykh materialiv dlia bronovanoi tekhniky ta zakhystu osobovoho skladu vid urazhennia [Analysis and assessment of the possibilities of using modern materials for armored vehicles and protecting personnel from damage]. *Weapon systems and military equipment*, 2(42), 163-167

4. Rybin, A. A., Letnikov, A. Yu. & Sidorov, I. I. (2001). Eksperimentalnyiy analiz mehanicheskogo povedeniya polimernyih nitey v ishodnom sostoyanii i v sostave tkaney pri impulsnyih nagruzkah [Experimental analysis of the mechanical behavior of polymer threads in the initial state and as part of fabrics under pulsed loads]. *Defense technology issues*, 3, 125-126

5. Dashevskaya, O. B., Chuhin, B. D. & Hromushin, V. A. (2000). Perspektivyi sovershenstvovaniya tkanevoy zaschityi dlya sozdaniya sredstv individualnoy bronezaschityi [Prospects for improving fabric protection for the creation of personal armor protection]. *Current problems of protection and safety*, 2, 300

6. Shadrin, I. D., Hmelnikov, E. A., Vender, I. I., Zavodova, T. E. & Smagin, K. V. (2018). Analiz bronevoy zaschityi tankov [Analysis of armor protection of tanks]. *INTEREXPO*, 7, 167-177

7. Yak vykorystovuietsia bronova stal [How armor steel is used]. https://promplace.ru/vidy-metallov-i-klassifikaciya-staty/bronevaya-stal-1516.htm

8. Bronia homohenna v suchasnykh tankakh: mitsnist, rykoshetospromozhnist [Armor is homogeneous in modern tanks: strength, ricochet capacity]. https://fb.ru/article/279425/bronya-gomogennaya-v-sovremennyih-tankah-prochnost-rikoshetosposobnost

9. Zahorianskyi, V. H. (2015). Optimizatsiya harakteristik protivopulnoy bimetallicheskoybroni po kriteriyu predelnoy skorosti probitiya [Optimization of the characteristics of bulletproof bimetallic armor according to the criterion of maximum

penetration speed]. *Processing of solid and laminated materials*, 1 (42), 28-34

10. Tyshchenko, V. I. & Hretskykh, O. V. (2019). Osoblyvosti doslidzhennia okremykh zrazkiv patroniv vohnepalnoi zbroi [Peculiarities of the investigation of the surrounding explosions of fire-fighting cartridges]. *Current problems in the thorough development of official legislation in Ukraine: Collection of scientific articles*, 49, 89-99

11. Crouch, I. G., Cimpoeru, S. J., Li, H. & Shanmugam, D. (2017). Armour steels. *The Science of Armour Materials*, 55-115. https://doi.org/10.1016/B978-0-08-100704-4.00002-5

12. Barenyi, I., Hires, O. & Liptak, P.(2013). Changes in Mechanical Properties of Armoured UHSLA Steel ARMOX 500 After Over Tempering. Problems of Mechatronics. *Armament, Aviation, Safety Engineering*, 4, 7-14

13. Barenyi, I. (2012). Secondary processing of UHSLA ARMOX 500 steel with heat based technologies. *University Review*, 6(2), 6-9

14. Yak vykorystovuietsia bronova stal [How armor steel is used] https://promplace.ru/vidy-metallov-i-klassifikaciya-staty/bronevaya-stal-1516.htm

15. The Science of Armour Materials. (2016). Edited by Ian G. Crouch. Duxford: Woodhead Publishing, 754

16. Znosostiika ta zakhysna stal MIILUX [MIILUX wear-resistant and protective steel] https://emk24.ru/wiki/spetsialnye_stali/iznosostoykie-stali-miilux_8710245/

17. Ultra High Hard Armor–Mars 240 For Sale. *Bozhong Metal*. http://surl.li/ppcoz

18. Babynets, A. A., Riabtsev, Y. A. & Panfylov, A. Y. (2018). Materialyi dlya individualnoy bronezaschityi (Obzor) [Materials for personal armor protection (Review)]. *Automatic welding*, 8, 45-51

19. Chukin, M. V., Salganik, V. M., Poletskov, P. P., Berezhnaya, G. A., Guschina, M. S., Kuznetsova, A. S. & Alekseev, D. Yu. Analiz tekhnichnykh vymoh, shcho prediavliaiutsia do nanostrukturovanoho vysokomitsnoho lystovoho prokatu [Analysis of the technical requirements for nanostructured high-strength sheet metal]. http://surl.li/ppcpj

20. Bronovana lystova stal [Armored sheet steel]. https://b-steel.ru/listovoj-prokat-armox.

21. Khan, W., Tufail, M. & Chandio, A. D. (2022). Characterization of Microstructure, Phase Composition, and Mechanical Behavior of Ballistic Steels. *Materials*, 15(6). https://doi.org/10.3390/ma15062204

22. Caballero, F. G. & Bhadeshia, H. K. D. H. (2004). Very strong bainite. *Current Opinion in Solid State and Materials Science*, 8, 251-257

23. Kaletin, A. Yu., Schastlivtsev, V. M., Kareva, N. T. & Smirnov M. A. (1983). Embrittlement of structural steel with a bainitic structure upon tempering. *Fiz. Met. Metalloved*, (56), 366–371

24. Liu, B., Li, W., Lu, X., Jia, X. & Jin, X. (2019). The effect of retained austenite stability on impact-abrasion wear resistance in carbide-free bainitic steels. *Wear*, 428–429, 127-136. https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.02.032

25. Kaletin, Yu. M., Ryzhkov, A. G. & Kaletin, A. Yu. (1987). Alloying and heat treatment of steels with bainitic structure. *Springer*, 29, 731–735

26. Navarro-Lopez, A., Sietsma, J. & Santofimia, M.J. (2016). Effect of prior

athermalmartensite on the isothermal transformation kinetics below Ms in a low-C High-Si steel. *Metallurgical and materials transactions*, 47A, 1028-1039

27. Setia, P., Venkateswaran, T., Tharian, K. T., Jain, J., Sudhanshu, S. Singh & Shekhar, S. (2022) Influence of Si content on the microstructure and mechanical properties of silicon stainless steel. *Materials Science and Engineering*: A, 142141. https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.142141

28. Simonov, Y., Georgiev, M. & Syuzeva, E. (2015). Onditions of the formation of lower carbidefree-bainite under continuous slow cooling. *Scientific proceedigs XII international congress "Machines, technologies, materials"*, 84-87

29. Andreev, A. K. & Ermakov B. S. (2016). Materialyi dlya nizkotemperaturnoy tehniki: ucheb. posobie [Materials for low-temperature equipment: textbook. allowance]. ITMO University

30. Hakan Atapek, S. (2013). Development of a New Armor Steel and its Ballistic Performance. *Defence Science Journal*, 63(3), 271-277. https://doi.org/10.14429/dsj.63.1341

31. Hryhorenko, H. M., Zuber, T. O., Kostin, V. A. & Pozniakov, V. D. (2018). Struktura ta vlastyvosti metalu zony termichnoho vplyvu zvarnykh ziednan vysokomitsnykh spetsialnykh stalei [The structure and properties of the metal of the heat-affected zone of welded joints of high-strength special steels]. *Metallurgy and metal processing*, 4, 27-34. https://doi.org/10.15407/mom2018.04.027

32. Nemchinskiy, L. L. (1960). Metallovedenye (sbornyk statei) [Metallurgy (collection of articles)]. *Sudpromgiz,* 4, 27

33. Vyilezhnev, V. Ts, Sarrak, V. I. & Entin, R. I. (1972). *Metal problems*, 1, 190.

34. Konca, E. A. (2020) Comparison of the Ballistic Performances of Various Microstructures in MIL-A-12560 Armor Steel. *Metals*, 10, 446. https://doi.org/10.3390/met10040446

G. A. Kononenko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7446-4105
T. V. Kimstach[1,2], Ph. D. (Tech.), Assoc. Prof., 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. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0002-0288-0641

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *Ukrainian State University of Science and Technology*

WAYS OF INCREASING THE STABILITY AND SURVIVAL OF ROLLED SHEET MADE OF ARMORED STEEL. (OVERVIEW)

Abstract. The constant increase in the requirements for the protection of armored vehicles, caused by the improvement of highly effective weapons, dictates the need to find new approaches to increase the dynamic stability of armor steels using modern metallurgical, materials science and design achievements. The development and design of workable materials and structures of armor protection is a complex scientific and technical problem. The purpose of the work is to determine the promising directions for improving the composition and processing technologies of high-strength steels for the production of heavy-duty rolled steel, which will ensure an increase in the operational characteristics of armor. The work considers the

requirements for the physical, mechanical and ballistic characteristics of rolled steel for the production of armored barriers. The influence of alloying on the properties of high-strength steels, which are currently used for the manufacture of armor protection, is analyzed. Modern trends to improve their quality are considered. The types of thermal treatment of thick rolled products, their influence on the formation of the structure and complex of mechanical properties, armor resistance and survivability of elements of special products are analyzed. Based on the results of the research, it was established in the paper that the formation of a structure of finely dispersed bainite ferrite without the release of cementite-type carbides in combination with stable residual austenite is a promising direction for obtaining a high complex of strength and viscosity, as well as ballistic characteristics of structural steels. The formation of such a structure is achieved thanks to the complex alloying of steel with chemical elements that allow to almost completely suppress the processes of carbide formation in bainite ferrite (silicon, aluminum, cobalt, nickel).

Key words: homogeneous thick sheet steel, hardness, strength, impact strength, bainite ferrite, heat treatment.

For citation: Kononenko, G. A., Kimstach, T. V., Safronova, O. A., & Podolskyi, R. V. (2023). Ways of increasing the stability and survival of rolled sheet made of armored steel. (Overview). *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 447-464. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-447-464

Стаття надійшла до редакції збірника 15.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-465-475
УДК 621.785:669.15-194:669.1.017

В. А. Луценко[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-4604-5592
Т. М. Голубенко[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0002-3583-211X
О. В. Луценко[1], к.т.н., н.с., ORCID 0000-0001-8298-5306

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

ВПЛИВ ТЕМПЕРАТУРИ ОБРОБКИ НА СТРУКТУРОУТВОРЕННЯ Cr-Mo-V СТАЛІ

Анотація. Основним способом підвищення якісних характеристик сталі є правильно підібрана термічна обробка, мета якої створити структуру, яка б задовольняла вимогам виробника. Суттєво від температури нагрівання при термічній обробці залежить розмір аустенітного зерна в сталі, що в свою чергу впливає на остаточну структуру сталі та механічні властивості після обробки. Дослідну хромомолібденованадієву сталь 31CrMoV9 (EN 10085:2001) нагрівали до температур в інтервалі 850…1050°С та охолоджували у воді й на повітрі. Структуроутворення Cr-Mo-V сталі після нагрівання до різних температур, гартування та відпуску складається з відпущеного мартенситу (включаючи залишковий аустеніт) та легованих карбідів, а після нормалізації – бейніту та мартенситу з різним співвідношенням. Зі збільшенням температури нормалізації в основному відбувається збільшення загальної площі, зайнятої мартенситом без зміни його морфології. Дослідження показали, що підвищення температури нагріву приводить до збільшення кількості мартенситу з 10% при 850°С до 50% при 1050°С, відповідно збільшується мікротвердість сталі. З підвищенням температури гартування середня мікротвердість сталі знижується, що імовірно пов’язано зі збільшенням кількості залишкового аустеніту й розчиненням легованих карбідів. Виявлено, що з підвищенням температури нагріву збільшення початкового аустенітного зерна привело до укрупнення голок мартенситу. Проведені дослідження дозволили показати вплив підвищення температури аустенітизації на зміну структури Cr-Mo-V сталі. Виявлено, що температура аустенітизації впливає на фактичну швидкість охолодження. Отримані результати дозволяють орієнтовно прогнозувати кінцеву структуру Cr-Mo-V сталі після різних режимів термічної обробки. Для отримання більш детальних результатів цього впливу необхідно провести додаткові дослідження кінетики перетворень в Cr-Mo-V сталі при охолодженні від різних температур. Для отримання рівномірної структури в Cr-Mo-V сталі слід нагрівання проводити при температурі 850ºС, що додатково приведе до ресурсозбереження.

Ключові слова: хромомолібденованадієва сталь, температура нагріву, структура, розмір зерна, бейніт, мартенсит, термічна обробка, гартування, нормалізація.

Посилання для цитування: Луценко В. А., Голубенко Т. М., Луценко О. В. Вплив температури обробки на структуроутворення Cr-Mo-V сталі.

Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії. 2023. Вип. 37. С. 465-475. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-465-475

Актуальність проблеми. Технологія виробництва легованого конструкційного сортового прокату представляє комплекс операцій, який включає гарячу прокатку металу необхідного перерізу, охолодження та обробку прокату для надання йому необхідних властивостей та форми. Термічна обробка легованої сталі спрямована на формування структури, яка забезпечуватиме необхідні властивості. Конструкційні сталі типу 31CrMoV9 широко використовуються у різних галузях промисловості для виробництва відповідальних виробів, тому повинні мати підвищену міцність та зносостійкість. Цього досягають термічною обробкою – загартуванням із відпуском. Суттєво від температури нагрівання при термічній обробці залежить розмір аустенітного зерна в сталі, що в свою чергу впливає на остаточну структуру сталі та механічні властивості після обробки [1]. В деяких випадках порушення температурно-часового режиму обробки через несправності на виробничій лінії, призводять до надмірного нагрівання металовиробів. Одним із наслідків цього є отримання продукції зі зміною розміру початкових аустенітних зерен. В подальшому зміна розміру аустенітних зерен може відобразитись на структурі, яку отримують при кінцевій термічній обробці. Тому при визначенні режиму обробки слід приділяти увагу розміру зерна, яке формується в сталі. Чим більше зерно, тим більше сталь схильна до гартівних тріщин і деформації, а різнозернистість сильно знижує конструктивну міцність [2]. Величина зерна сталі істотно впливає на комплекс механічних властивостей (пластичність, в'язкість та твердість) [3, 4], а зі збільшенням розміру аустенітного зерна збільшується інтенсивність зношування [5]. При визначенні режиму термічної обробки сталі, легованої хромом, молібденом та ванадієм, слід уникати температури різкого збільшення зерна. В іншому разі структура може мати великий розбіг розміру зерен, що призводить до зниження механічних властивостей.

Мета роботи: вивчення впливу різної температури аустенітизації при термічній обробці на структуроутворення в легованій сталі 31CrMoV9.

Матеріал і методи дослідження. Дослідження проводили на зразках сталі 31CrMoV9, хімічний склад якої (табл. 1) відповідав нормативній документації EN 10085:2001 [6]. Нагрів дослідних зразків проводили з піччю до температур 850°C, 950°C і 1050°C з витримкою 30 хв. та наступним охолодженням у воді (гартування) та на повітрі (нормалізація).

Таблиця 1 – Хімічний склад досліджуваної сталі 31CrMoV9.

Характеристика	Вміст хімічних елементів, % мас.							
	C	Si	Mn	Cr	Mo	V	P	S
Дослідний зразок	0,33	0,25	0,59	2,59	0,23	0,11	0,011	0,025
Вимоги EN 10085:2001	0,27-0,34	0,17-0,37	0,30-0,60	2,30-2,70	0,20-0,30	0,06-0,12	≤0,035	≤0,035

Після загартування зразки піддавали відпуску при температурі 250°С з витримкою 1 год. та подальшим охолодженням на повітрі. Мікроструктуру вивчали за допомогою оптичного мікроскопу Axiovert 200M MAT після травлення спиртовим розчином азотної кислоти. Розмір аустенітного зерна визначали методом вимірювання довжини хорд після травлення розчином пікринової кислоти. Значення мікротвердості вимірювали на мікротвердомірі ПМТ-3 з навантаженням 100 г.

Результати дослідження та їх обговорення. Проведені дослідження по визначенню величини зерна аустеніту дослідної сталі показали, що сталь характеризується різнозернистістю (рис. 1). З підвищенням температури аустенітизації збільшувалася кількість великих зерен. Загалом розмір зерен аустеніту досліджуваної сталі збільшується на 25-35%.

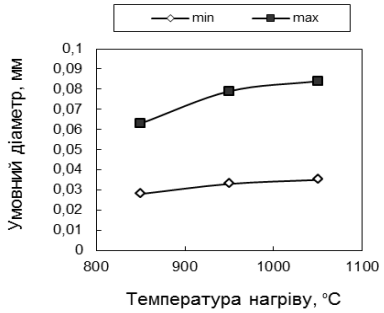


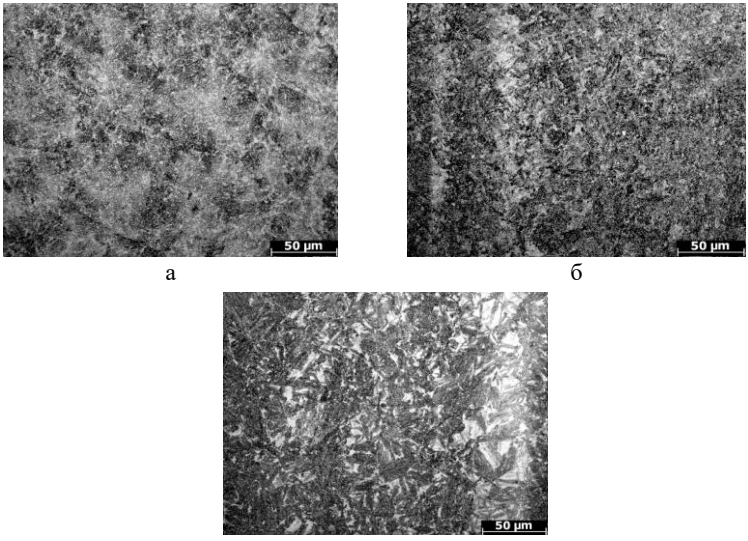
Рисунок 1 – Зміна розміру аустенітного зерна з підвищенням температури нагріву.

Виявлено, що для сталі 31CrMoV9 характерне значне зростання розміру аустенітного зерна при нагріванні від температури 950°С. Досліджена сталь має різнозернистість, умовний діаметр зерна має значення в інтервалі: 0,028...0,063 мм при температурі нагрівання 850°С, 0,033...0,079 мм – при 950°С та 0,035...0,084 мм – при 1050°С. Результати досліджень показали, що величина аустенітного зерна з підвищенням температури аустенітизації збільшується, що може привести до зміни структури дослідної сталі після термічної обробки. Зі зростанням температури аустенітизації проявляється дія

теплотехнічного фактора, внаслідок якого фактична швидкість охолодження сталі підвищується [7, 8].

Зростання величини зерна пов’язане з проходженням вторинної рекристалізації, яка відбувається в результаті розчинення дисперсних (5÷20 нм) частинок карбідних фаз, які стримували зростання зерна. В даному випадку з підвищенням температури відбувається розчинення спеціальних карбідів ванадію. Дрібнозерниста структура має підвищену зернограничну поверхню на одиницю об'єму, що призводить до надлишку вільної енергії системи, яка створює рушійну силу для її знищення шляхом зростання зерен. Рух границь направлений в сторону зменшення їх кривизни та досягнення певних кутів. Основні моделі гальмування границь зерен частинками засновані на балансі сил, які виникають на границі: зменшення зернограничної поверхні на одиницю об'єму металу при зростанні зерна та гальмівна сила внаслідок присутності частинок на границях. Ефект присутності частинок другої фази полягає в зменшенні протяжності границі та її вільної енергії. Легуючі елементи, особливо карбідоутворюючі, затримують ріст зерна аустеніту [8].

Після нормалізації від різних температур в інтервалі 850...1050°С структура дослідної сталі 31CrMoV9 складається з бейніту, мартенситу і надлишкових легованих карбідів (рис. 2).



а б в

Рисунок 2 – Структура сталі 31CrMoV9 після нормалізації з температур 850°С (а), 950°С (б) і 1050°С (в).

Після охолодження з температури 850°С кількість мартенситу складала 5-10%. Мартенсит безструктурний (світлі ділянки на рис. 2, а), має вигляд дрібних зерен з відсутньою характерною голчатістю, чіткі границі між кристалами мартенситу не спостерігаються. Середнє значення мікротвердості сталі — 3340 МПа. Легуючі елементи провокують прояву ліквації (смужкуватість), що починає проявлятися при охолодженні від вищої температури нагріву 950°С (рис. 2, б). Структура сталі 31CrMoV9 після нагріву 950°С та охолодження на повітрі складалася з бейніту і ~30% безструктурного мартенситу, розташованого переважно в ліквацийних ділянках, а середня мікротвердість сталі підвищилася до 3550 МПа. В структурі сталі також спостерігаються дрібні надлишкові леговані карбіди.

Зі збільшенням температури нормалізації при однакових умовах охолодження зростає кількість мартенситу, що утворюється. В основному відбувається збільшення загальної площі, зайнятої мартенситом без зміни його морфології. Підвищення температури до 1050°С призвело до появи, окрім бейніту, близько 50% мартенситу (рис. 2, в). Світлі ділянки безструктурного мартенситу мають вигляд окремих зерен та смужок. Середня мікротвердість зразку, нормалізованого при 1050°С, зростає до 4075 МПа.

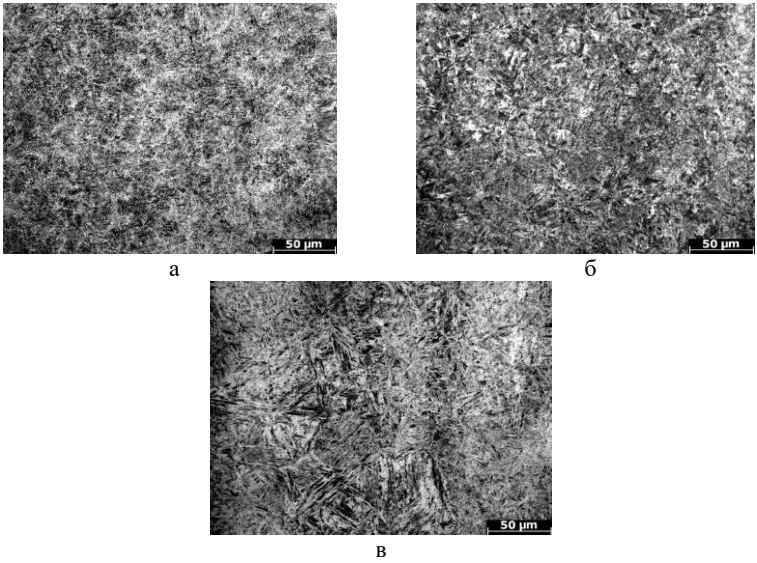
Отже, зі збільшенням температури нагріву, фактична швидкість охолодження може відрізнятися від прогнозованої за термокінетичною діаграмою. Це слід враховувати при назначанні режимів термічної обробки легованої сталі.

Зміна розміру аустенітних зерен може відобразитись також у мартенситній структурі, яку отримують при кінцевій термічній обробці. Зміна морфології мартенситу впливає на зниження механічних властивостей: ударної в'язкості, границі плинності, твердості тощо. Тому були проведені дослідження впливу збільшення температури аустенітизації на мартенситну структуру сталі 31CrMoV9.

Після нагрівання до різних температур, гартування та відпуску, структура хромомолібденованадієвої сталі складається з відпущеного мартенситу (включаючи залишковий аустеніт і продукти розпаду залишкового аустеніту) та легованих карбідів (рис. 3).

Спостерігається значне укрупнення мартенситу з підвищенням температури. Відомо, що розмір мартенситних пластин (голчастість) залежить від величини вихідних зерен аустеніту: чим крупніші зерна аустеніту, тим більш великоголчастий формується мартенсит. Розмір голок мартенситу після загартування від температури 850°С має значення близько 4 мкм, від 950°С – 10 мкм, та для гартування від 1050°С – 18 мкм (рис. 4). Розмір аустенітного зерна впливає на мартенситне перетворення за рахунок щільності зародків, що

забезпечується зоною межі зерна, і за рахунок зміцнення аустенітної фази в міру розвитку перетворення [9].



а б в

Рисунок 3 – Структура сталі 31CrMoV9 після гартування з температур 850°С (а), 950°С (б) і 1050°С (в) та відпуску.

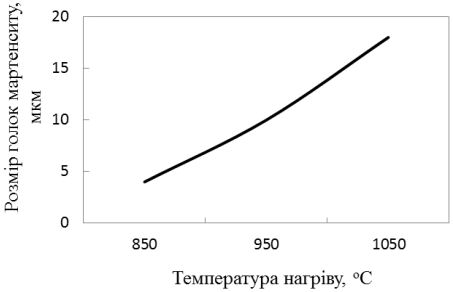


Рисунок 4 – Середній розмір голок мартенситу сталі 31CrMoV9 після гартування від різних температур нагріву.

Також в сталі з підвищенням температури нагріву збільшується розчинність надлишкових карбідів ванадію [10], та їх кількість суттєво зменшується при нагріванні до 1050°С (див. рис. 2-3, в).

У хромомолібденованадієвій сталі карбід ванадію виділяється в дуже дрібнодисперсному вигляді зернистої форми. Через те, що ванадій утворює важкорозчинні карбіди, при традиційних температурах гартування 800...900°С він залишається пов'язаним в карбіди і не переходить в аустеніт. Це також впливає на зміну

мікротвердості дослідженої сталі. Хоча з підвищенням температури гартування мікротвердість ліквацийних ділянок збільшується, загальна середня мікротвердість сталі знижується (рис. 5, б), на відміну від сталі, охолодженої на повітрі (рис. 5, а). Середні значення мікротвердості сталі 31CrMoV9 після гартування та відпуску складали: 4060 МПа для гартування від 850°С, 3960 МПа – для 950°С та 3894 МПа для 1050°С.

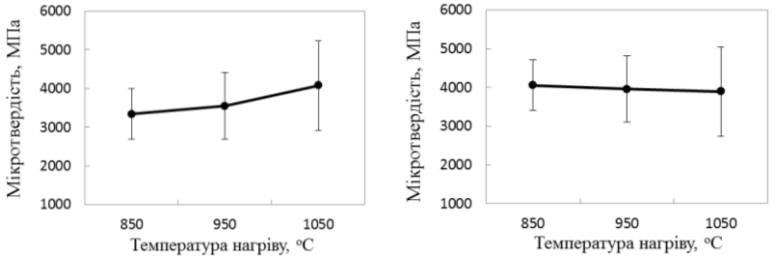


Рисунок 5 – Мікротвердість сталі 31CrMoV9 в залежності від температури нагріву при нормалізації (а) та гартування з відпуском (б).

Така зміна мікротвердості, імовірно, пов’язана зі збільшенням кількості залишкового аустеніту, бо підвищення температури загартування підвищує кількість та ступінь метастабільності залишкового аустеніту, збагачення його вуглецем та легуючими елементами внаслідок розчинення легованих карбідів [11]. Також підвищення температури загартування, а отже зростання ступеня розчинності карбідів в аустеніті, обумовлює зниження температур початку мартенситного перетворення і, як наслідок, збільшення кількості залишкового аустеніту.

При нагріванні до 1050ºС та охолодженні на повітрі й у воді спостерігається найширший інтервал між мінімальними та максимальними значеннями мікротвердості структурних складових, що в подальшому може негативно відобразитися на властивостях даної сталі. Наприклад, в роботі [12] показано, що в міру збільшення температури вихідний середній діаметр аустеніту збільшується, що приводить до збільшення розмірів блоків і пакетів у мартенситі. Це вплинуло на механічні властивості, бо по відношенню до тієї ж площі, менше зерно має більше блоків і пакетів, та більш високу щільність дислокацій.

Таким чином, для отримання рівномірної дрібної структури в сталі 31CrMoV9 слід нагрівання перед гартуванням та нормалізацією проводити до температур ~ 850ºС, що також приведе до економії ресурсів.

Висновки

Показано, що після нагріву сталі 31CrMoV9 до різних температур аустенітизації в інтервалі 850…1050°С та охолодження в однакових умовах структура сталі змінюється. Після нормалізації структура сталі 31CrMoV9 складалася з бейніту та мартенситу, кількість мартенситу збільшується з підвищенням температури з 5-10% при 850°С до 50% при 1050°С. Відповідно збільшується мікротвердість сталі. Після нагрівання до різних температур, гартування та відпуску, структура сталі 31CrMoV9 складається з відпущеного мартенситу різної дисперсності.

Виявлено, що з підвищенням температури нагріву спостерігається збільшення початкового аустенітного зерна, що привело до укрупнення голок мартенситу.

Рекомендовано для легованої сталі перед гартуванням та нормалізацією нагрівання проводити при температурі ~ 850ºС для отримання рівномірної дрібної структури.

Перелік посилань

1. Xiaomin Y., Shanshan H., Yiwei Z., Lei Y. Effects of controlled cooling process on microstructure and mechanical properties of 12Cr1MoV boiler steel. *Heat Treatment of Metals*. 2015. Vol. 40 No. 6. P. 116-119.

2. Xia B., Zhang P., Wang B., Li X., Zhang Z. Effects of quenching temperature on the microstructure and impact toughness of 50CrMnSiVNb spring steel. *Materials Science and Engineering*. 2023. Vol. 870. https://doi.org/10.1016/j.msea.2023.144856.

3. Polyzois I, Bassim N. An examination of the formation of adiabatic shear bands in AISI 4340 steel through analysis of grains and grain deformation. *Materials Science and Engineering*. 2015. Vol. 631. P. 18-26. https://doi.org/10.1016/j.msea.2015.02.008.

4. Grzegorz G., Cezary K., Jerzy K. The effect of austenitizing temperature on prior austenite grain size in martensitic cast steel. *Solid State. Phenomena Materials Science*. 2013. Vol. 197. P. 53-57. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/SSP.197.53.

5. Pawlak K., Bialobrzeska B., Konat L. The influence of austenitizing temperature on prior austenite grain size and resistance to abrasion wear of selected low-alloy boron steel. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*. 2016. Vol. 16 No. 4. P. 913-926. https://doi.org/10.1016/j.acme.2016.07.003.

6. EN 10085:2001 Nitriding steels - Technical delivery conditions., Category: 77.140.10 Heat-treatable steels.

7. 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.

8. Parusov E. V., Klimenko A. P., Lutsenko V. A., Chuiko I. N., Sahura L. V., Sivak G. I. The influence of the heating temperature on the kinetics of the austenite

dissolution of high-carbon steel C2Dv. *Metal Science and Heat Treatment of Metals.* 2018. Vol. 1. P. 34-42. https://doi.org/10.30838/J.PMHTM.2413.240418.34.103.

9. 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. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.107625.

10. 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.

11. Lagneborg P., Siwecki T., Zajac S., Hutchinson B. The Role of Vanadium in Microalloyed Steels. *Scandinavian Journal of Metallurgy*. 1999, Vol. 28. No. 5, P. 186-241.

12. 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.

Reference

1. Xiaomin, Y., Shanshan, H., Yiwei, Z., Lei, Y. (2015). Effects of controlled cooling process on microstructure and mechanical properties of 12Cr1MoV boiler steel. *Heat Treatment of Metals*, 40(6), 116-119

2. Xia, B., Zhang, P., Wang, B., Li, X., Zhang, Z. (2023). Effects of quenching temperature on the microstructure and impact toughness of 50CrMnSiVNb spring steel. *Materials Science and Engineering*, 870, https://doi.org/10.1016/j.msea.2023.144856

3. Polyzois, I, Bassim, N. (2015). An examination of the formation of adiabatic shear bands in AISI 4340 steel through analysis of grains and grain deformation. *Materials Science and Engineering*, 631, 18-26, https://doi.org/10.1016/j.msea.2015.02.008

4. Grzegorz, G., Cezary, K., Jerzy, K. (2013). The effect of austenitizing temperature on prior austenite grain size in martensitic cast steel. *Solid State. Phenomena Materials Science*, 197, 53-57. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/SSP.197.53

5. Pawlak, K., Bialobrzeska, B., Konat, L. (2016). The influence of austenitizing temperature on prior austenite grain size and resistance to abrasion wear of selected low-alloy boron steel. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 16 (4), 913-926, https://doi.org/10.1016/j.acme.2016.07.003

6. EN 10085:2001 Nitriding steels - Technical delivery conditions., Category: 77.140.10 Heat-treatable steels

7. 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

8. Parusov, E. V., Klimenko, A. P., Lutsenko, V. A., Chuiko, I. N., Sahura, L. V., Sivak, G. I. (2018). The influence of the heating temperature on the kinetics of the austenite dissolution of high-carbon steel C2Dv. *Metal Science and Heat*

Treatment of Metals, 1, 34-42, https://doi.org/10.30838/J.PMHTM.2413.240418.34.103.

9. 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. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.107625

10. 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

11. Lagneborg, P., Siwecki, T., Zajac, S., Hutchinson, B. (1999). The Role of Vanadium in Microalloyed Steels. *Scandinavian Journal of Metallurgy*, 28 (5), 186-241

12. 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

V. A. Lutsenko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-4604-5592
T. M. Golubenko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-3583-211X
O. V. Lutsenko[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-8298-5306

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

THE INFLUENCE OF PROCESSING TEMPERATURE ON THE STRUCTURE FORMATION OF THE Cr-Mo-V STEEL

Abstract. The main way to improve the quality characteristics of the steel is a properly selected heat treatment, the purpose of which is to create a structure that would meet the requirements of the manufacturer. The size of the austenite grain in the steel depends significantly on the heating temperature during heat treatment, which in turn affects the final structure of the steel and mechanical properties after treatment. The experimental chromium molybdenum vanadium steel 31CrMoV9 (EN 10085:2001) was heated to temperatures in the range of 850...1050°C and cooled in water and air. The structure formation of the Cr-Mo-V steel after heating to different temperatures, quenching and tempering, consists of tempered martensite (including residual austenite) and alloyed carbides, and after normalization - bainite and martensite with different ratios. As the normalization temperature increases, the total area occupied by martensite increases without changing its morphology. The increase in the heating temperature leads to an increase in the amount of martensite from 10% at 850°C to 50% at 1050°C, correspondingly, the microhardness of the steel increases, shown by research. With an increase in the tempering temperature, the average microhardness of steel decreases. The change in microhardness is probably associated with an increase in the amount of the residual austenite and the dissolution of alloyed carbides. Detected that with an increase in the heating temperature, the increase in the initial austenite grain led to the coarsening of martensite needles. The effect of the increasing the austenization temperature on the change in the structure of the Cr-Mo-V steel was shown during investigations.

Detected that the temperature of the austenization affects the cooling rate. To obtain more detailed results of this effect, it is necessary to conduct additional investigations of the kinetics of the transformations in the Cr-Mo-V steel upon cooling from different temperatures. The obtained results make it possible to tentatively predict the final structure of the Cr-Mo-V steel after various modes of the heat treatment. Heating should be carried out at a temperature of 850ºC, which will additionally lead to resource saving to get a uniform structure in the Cr-Mo-V steel.

Key words: chromium-molybdenum-vanadium steel, heating temperature, structure, grain size, bainite, martensite, heat treatment, quenching, normalization.

For citation: Lutsenko, V. A., Golubenko, T. M., & Lutsenko, O. V. (2023). The influence of processing temperature on the structure formation of the Cr-Mo-V steel. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 465-475. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-465-475

Стаття надійшла до редакції збірника 29.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-476-489
УДК 691.735:621.893

І. Р. Поворотня[1], к.т.н., н.с., ORCID 0000-0001-5872-7403
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
Е. В. Олійник[1], аспірант, ORCID 0000-0002-3366-3746

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

АНАЛІЗ ВПЛИВУ ВМІСТУ ТА СПІВВІДНОШЕННЯ ХІМІЧНИХ ЕЛЕМЕНТІВ НА ФАЗОВИЙ СКЛАД ТА ТВЕРДІСТЬ ВУГЛЕЦЕВИХ СТАЛЕЙ РІЗНОГО СКЛАДУ

Анотація. Ресурс осі залежить від багатьох показників, які визначають її службові характеристики. Це –хімічний склад сталі, структурний стан, рівень показників міцності, пластичності, в'язкості та ін. Однак найважливішим технічним показником працездатності осі є її втомна міцність. Для забезпечення високої надійності осей необхідно формувати однорідну структуру та досягати оптимальної чистоти металу, уникаючи формування грубих неметалевих включень та їх скупчень. Відомо, що ліквація в більшості випадків утворюється під час кристалізації (твердіння злитка або безперервнолитої заготовки БЛЗ). Спадковий вплив особливостей первинного структуроутворення БЛЗ і факторів, що їх визначають, на кінцеву мікроструктуру і комплекс властивостей готової металопродукції недостатньо вивчені. Мета: дослідження впливу хімічного складу вуглецевих сталей з різним вмістом та співвідношенням базових хімічних елементів на особливості формування мікроструктури вуглецевої сталі та її твердості. В рамках даної роботи виплавлено дослідні злитки вуглецевих сталей різного хімічного складу. Зразки піддавали гарячій пластичній деформації і термічній обробці. Гаряча пластична деформація проведена методом осаджування при температурі 1260˚С на 50%. Наступна термічна обробка складалась з нормалізації від 850˚С. За результатами металографічного дослідження було розраховано кількісне співвідношення перліту та фериту у дослідних зразках у литому стані, після гарячої пластичної деформації та після наступної термічної обробки. Методом Бринеля визначали твердість дослідних сталей в різному стані. Фазовий склад оцінювали за допомогою програмного забезпечення ImageJ. Підтверджено основоположну роль вуглецю у формуванні кількості перлітної складової і твердості. Встановлений фрагментарний вплив вмісту марганцю на кількість перліту у дослідних зразках після термічної обробки, який збільшується зі зростанням вмісту цього елементу. Виявлено тісний зв'язок ванадію з кількістю перлітної складової у стані після гарячої пластичної деформації та частково після гарячої пластичної деформації з наступною термічною обробкою. Алюміній також має фрагментарний вплив – з ростом вмісту цього елементу частково зменшується кількість перліту, а для іншої частини плавок дослідних сталей

навпаки – зростає частка перліту з ростом вмісту алюмінію.

Ключові слова: залізничні осі, національний стандарт, хімічний склад, механічні властивості.

Посилання для цитування: Аналіз впливу вмісту та співвідношення хімічних елементів на фазовий склад та твердість вуглецевих сталей різного складу / І. Р. Поворотня, Р. В. Подольський, О. А. Сафронова, Е. В. Олійник // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 476-489. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-476-489

Стан питання. Як відомо, неоднорідність розподілу хімічних елементів у структурі вуглецевих сталей утворюється переважно під час кристалізації – твердіння злитка або безперервнолитої заготовки.

Автори роботи [1], дослідивши формування структури залізничних осей, виготовлених з безперервнолитих заготовок різного перерізу, відзначають, що до сих пір особливості виробництва безперервнолитих заготовок, їх вплив на морфологію і кінетику утворення первинної структури практично не враховувалися при розробці технологічних режимів гарячої деформації і термічної обробки осьових заготовок. Недостатньо вивчено і майже не використовується спадковий вплив особливостей механізму первинного структуроутворення БЛЗ і факторів, що їх визначають, на кінцеву мікроструктуру і комплекс властивостей готової металопродукції [2]. Адже нерівномірність розподілу феритних і перлітних ділянок, обумовлена хімічною неоднорідністю, навіть в разі задовільних показників металографічного аналізу (вміст неметалевих включень, величина зерна сталі), як показано раніше [3, 4], погіршує механічні властивості термічно обробленого прокату, зокрема, знижує пластичні характеристики та ударну в’язкість.

Спроби пояснити вплив хімічної неоднорідності на формування мікроструктури конструкційних сталей в процесі гарячої деформації і термічної обробки були зроблені в роботах [3, 5-9]. Завдяки результатам, отриманим у роботах [6, 10-12], було встановлено, що хімічна мікронеоднорідність, яка утворилась під час кристалізації злитка, при гарячій деформації трансформується у волокнисту хімічну мікронеоднорідність, яка впливає на формування зеренної структури заготовок та прокату з вуглецевих та низьколегованих сталей конструкційного призначення. Так, деякі дослідники пояснюють утворення цього впливу спадкоємної хімічної мікронеоднорідності на формування нерівномірної зеренної структури у прокаті, початковою заготовкою для виготовлення якого була БЛЗ.

За винятком вуглецю, різні елементи, що присутні в хімічному складі сталі, мають низький ступінь дифузії у твердому стані, тому неоднорідність, яка існує наприкінці твердіння, суттєво не змінюється в процесі кристалізації злитка [13]. Нагрів до температур порядка 1200 °С, який використовують перед прокаткою, може тільки трошки зменшити первісний ступінь ліквації хімічних елементів, не змінюючи значно весь комплекс [6]. Тому можна стверджувати, що на формування зеренної структури при початковій деформаційно-термічній обробці БЛЗ безпосередньо впливає дендритна ліквація.

Утворення нерівномірної смугастої ферито-перлітної структури обумовлює в основному марганець, тому що будучи аустенітостабілізуючим елементом, він гальмує утворення зародків фериту і процес їх наступного зростання. Доевтектоідний ферит утворюється у волокнах, що відповідають колишнім дендритним осям з низьким вмістом марганцю, а перліт, навпаки, утворюється в основному у волокнах, що відповідають колишнім міждендритним просторам [9].

Закладання певних ознак технологічної спадковості відбувається на всіх етапах плавлення, кристалізації, структуроутворення, твердофазних перетвореннях; різних видах термічної, деформаційно-термічної, деформаційної обробки і тощо У більшості випадків саме технологічні чинники відповідають за формування особливостей будови і проявів структурної спадковості сталей та сплавів.

Зазвичай, сталі із вмістом вуглецю від 0,40 до 0,60% застосовують для виготовлення рейок, залізничних коліс та залізничних осей. У ці сталі додають заміщаючі легуючі елементи, такі як хром (Cr), марганець (Mn), молібден (Mo) і нікель (Ni), щоб забезпечити більш високу прогартовуваність і поліпшити здатність сталей піддаватися термічній обробці, у тому числі на певну глибину зміцнення та опір розміцненню під час відпуску [14].

Введення в сталь марганцю, нікелю, хрому і молібдену сприятливо позначається на зносостійкості сталі. Однак зміст цих елементів має бути суворо обмежений виходячи з економічних та технологічних аспектів вирішення питання щодо розробки матеріалу.

Марганець збільшує характеристики міцності і підвищує прогартовуваність сталі. При збільшенні вмісту його в сталі до 2% (ваг.), монотонно підвищується тимчасовий опір руйнування при розтягуванні, але підвищення межі плинності зберігається при додаванні Mn тільки до 1,5% (мас). Ударна в'язкість знижується зі збільшенням концентрації Mn і особливо інтенсивно при вмісті його вище 1,5% (ваг.). Нікель збільшує в'язкість і міцність сталі, покращує зварюваність, підвищує прогартовуваність [15]. Хром підвищує

міцність, пластичність конструкційних сталей, особливо у поєднанні з нікелем, зменшує схильність сталі до перегріву, покращує прогартовуваність. Молібден зменшує крихкість сталі при відпуску, полегшує механічну обробку [16]. Сприяє подрібненню зерна, підвищує корозійну стійкість.

Мета дослідження – дослідження впливу зміни хімічного складу вуглецевих сталей з різним вмістом та співвідношенням базових хімічних елементів на особливості формування мікроструктури вуглецевої сталі та її твердості.

Матеріал та методика дослідження. Матеріалом дослідження були лабораторні сталі, що є співставними за хімічним складом зі сталями для залізничних осей марки EA1N (EN13261:2009), марки ОС (ДСТУ ГОСТ 4728:2014), марки F (AAR M-101-2017) (табл. 1).

Для вирішення поставленого завдання використовувалася лабораторна індукційна плавильна піч, до складу якої входить: плавильний модуль - ІТПЕ-0.01 і генератор ВТГ-20-22. Для забезпечення необхідних показників в досліджуваних варіантах дослідного складу сталі і відсутності небажаних домішок присутніх в рядовому брухті в якості вихідної сировини вибрали метал катаного дроту, хімічний склад якого наведено в табл. 2.

Проби зі сталі дослідного хімічного складу підлягали гарячій пластичній деформації (ГПД) при температурі 1260±10ºС осаджуванням на 50%. Потім проводили термічну обробку (ТО), яка відповідає прийнятій при виробництві залізничних осей: нормалізація (охолодження на повітрі) після нагріву та витримки 30 хв. при 850ºС.

Мікроструктуру досліджували у литому стані, після ГПД та ГПД+ТО. Металографічний аналіз виконано на світловому (оптичному) мікроскопі «Axiovert 200 M MAT» виробництва фірми «Carl Zeiss». Мікроструктуру зразків вуглецевої сталі виявляли травленням в 4-% спиртовому розчині азотної кислоти HNO_3 (ніталь).

Фазовий склад на мікроструктурах досліджуваних зразків вимірювався за допомогою програмного забезпечення ImageJ. Це програмне забезпечення з відкритим вихідним кодом, що написана на мові Java для аналізу та обробки зображень, в тому числі і мікроструктур.

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). Контроль твердості виконували на бічній поверхні темплету (середнє значення по 3 вимірюванням).

Таблиця 1 – Хімічний склад дослідних плавок, % ваг.

Умовне маркування сталі	Основні елементи			Mn /Si%	Елементи									
	C	Si	Mn		P	S	Cr	Ni	Mo	Al	Cu	V	Ti
C2	0,52	0,42	0,69	1,64	0,012	0,0055	0,057	0,087	0,0094	0,032	0,136	0,0026	0,0015
C3	0,51	0,37	0,63	1,7	0,013	0,0054	0,056	0,089	0,0094	0,027	0,135	0,003	0,0013
C4	0,51	0,31	0,56	1,78	0,013	0,0055	0,056	0,086	0,0095	0,039	0,135	0,003	0,001
1	0,39	0,12	0,6	5	0,021	0,024	0,027	0,021	0,0029	0,0005	0,027	0,0011	0,0005
2	0,55	0,16	0,63	3,94	0,021	0,029	0,027	0,026	0,003	0,0016	0,026	0,0011	0,0005
3.1	0,55	0,44	0,85	1,93	0,023	0,034	0,027	0,025	0,0022	0,016	0,026	0,0022	0,0014
3.2	0,59	0,31	1,08	3,48	0,026	0,03	0,028	0,027	0,0022	0,043	0,029	0,0023	0,0013
4	0,45	0,35	0,95	2,71	0,019	0,037	0,028	0,028	0,0013	0,022	0,026	0,0019	0,0013
5	0,49	0,22	0,95	4,32	0,021	0,032	0,028	0,028	0,0034	0,022	0,027	0,0015	0,0014
6	0,54	0,21	0,77	3,67	0,016	0,023	0,024	0,028	0,019	0,026	0,026	0,0021	0,0008
7	0,57	0,18	0,78	4,33	0,016	0,03	0,023	0,026	0,001	0,01	0,027	0,0023	0,0008
8	0,36	0,34	0,63	1,85	0,019	0,025	0,027	0,024	0,0026	0,031	0,026	0,002	0,0011
9	0,39	0,3	0,86	2,87	0,018	0,026	0,025	0,022	0,0027	0,017	0,025	0,001	0,0012
10	0,41	0,27	0,89	3,3	0,02	0,029	0,027	0,03	0,0028	0,033	0,029	0,001	0,0032

Таблиця 2 – Хімічний склад шихти, % мас.

C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	V	Cu	Ti	Mo	Al
0,081	0,006	0,347	0,015	0,018	0,028	0,032	0,008	0,026	-	0,0046	0,031

Результати дослідження

В результаті металографічного дослідження дослідних сталей у литому стані, після ГПД і після ГПД+ТО визначено їх фазовий склад. Мікроструктура зразків з найбільшим і найменшим вмістом вуглецю №3.2 і №8, де вміст вуглецю складає 0,59С% мас. і 0,36%С мас. відповідно наведено на рисунку 1.

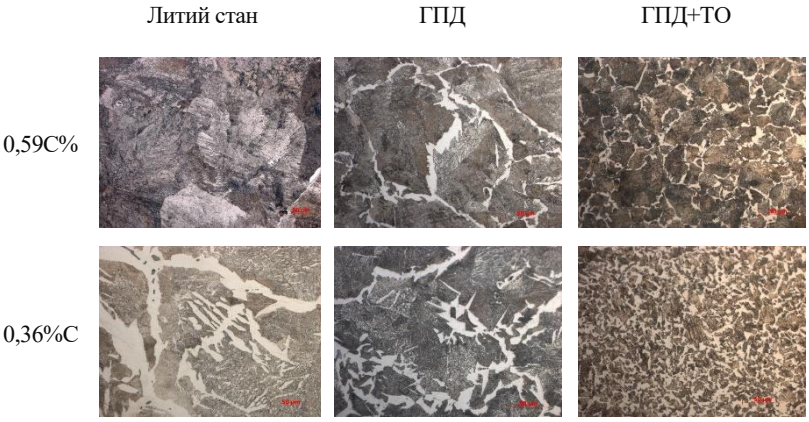


Рисунок 1 – Мікроструктура дослідних зразків № 3.2 і № 8 з вмістом вуглецю складає 0,36%С мас. і 0,59С% мас. ×500.

Встановлено, що мікроструктура досліджуваного металу являє собою ферит та перліт як в литому стані, так і після наступних обробок. Можна відзначити, що після ГПД та ГПД+ТО відбувається зменшення середнього розміру зерна та збільшення кількості фериту. За допомогою програми ImageJ проводився розрахунок співвідношення феритної і перлітної фаз. Результати розрахунку приведені в таблиці 3. Також в табл. з наведені середні значення твердості дослідних сталей у відповідному стані.

Були виконані дослідження для встановлення впливу структурного стану на твердість (рис. 2), хімічного складу на структуру та твердість вуглецевої сталі з різним вмістом та співвідношенням базових хімічних елементів в литому стані, після ГПД і ГПД+ТО (рис. 3).

Таблиця 3 – Кількість перліту (П), фериту (Ф) та середня твердість (НВ) дослідних сталей в литому стані та після обробки.

Умовне маркування сталі	Литий стан			Гаряча пластична деформація			Гаряча пластична деформація та наступна термічна обробка (нормалізація)		
	НВ	Структурна складова,%		НВ	Структурна складова,%		НВ	Структурна складова,%	
		П	Ф		П	Ф		П	Ф
С2	187	75,34	24,66	211	93,57	6,44	217,00	76,15	18,9
С3	197	67,54	32,46	213,5	93,15	6,85	212,00	79,66	20,34
С4	187	78,71	21,29	200	94,15	5,85	201,00	75,68	24,32
1	152,5	76,3	23,7	177,75	81,39	18,62	170,00	62,34	37,66
2	156	23,8	76,2	205,5	93,47	6,54	207,00	89,4	10,6
3.1	179	70,61	29,39	246,25	98,24	1,77	248,00	89,56	10,44
3.2	187	70,9	29,1	227,5	92,78	7,23	217,00	84,55	15,45
4	166,5	87,22	12,78	185,5	91,46	8,55	195,00	71,45	28,55
5	170	72,74	27,26	208	89,30	10,70	212,00	86,51	13,49
6	183	72,62	27,38	194,5	93,30	6,70	207,00	87,02	12,98
7	170	74,85	25,15	209,25	96,95	3,06	217,00	92,29	7,71
8	156	72,95	27,05	193,75	84,83	15,17	179,00	77,73	22,27
9	174,5	72,04	28,51	177,75	73,58	26,43	170,00	64,37	35,63
10	156	82,41	17,59	190,75	84,18	15,83	197,00	76,15	23,85

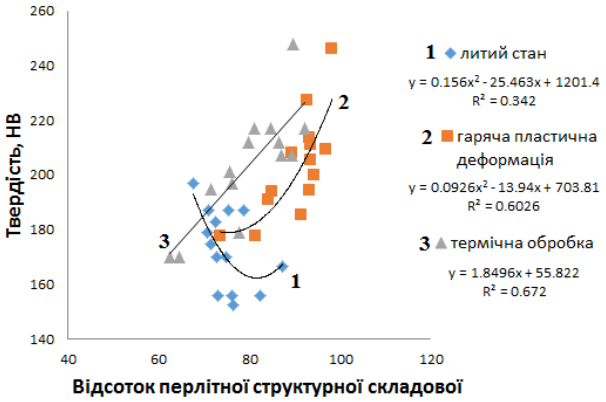


Рисунок 2 – Вплив кількості перлітної структурної складової на твердість досліджуваних зразків з дослідних сталей лабораторного виготовлення.

Як видно з рис. 2, після ГПД та ГПД+ТО зі збільшенням частки перлітної складової твердість підвищується. При цьому після термічної обробки характер цього впливу більш рівномірний, в той час як після гарячої пластичної деформації характер цього впливу стає більш інтенсивним при більшому відсотку перліту. Необхідно відзначити, що в литому стані напрямок цього впливу протилежний: при збільшенні кількості перліту твердість зменшується. Для пояснення цього ефекту додатково було проведено вимірювання мікротвердості. Встановлено, що мікротвердість грубого перліту в литому стані складає 2480 МПа/мм^2, а мікротвердість дисперсного перліту в стані після термічної обробки – 2650 МПа/мм^2. Через більш низьку твердість грубого перліту, твердість сталі в литому стані має зворотній характер залежності. Зміна кількості феритної складової на твердість впливає у протилежному напрямку ніж перлітна.

Базовими (матричними) елементами, що формують основу сплаву, окрім вуглецю, вважають кремній і марганець. Встановлено, що вуглець відіграє основоположну роль у формуванні кількості перлітної складової і твердості (рис. 3, а). Чітких залежностей, щодо впливу кремнію не спостерігається (рис. 3, б). Марганець має наступний вплив на вміст перліту у литому стані: кількість перліту зменшується зі зростанням відсотку марганця, проте дві плавки випадають з загального тренду. Тільки після термічної обробки кількість перліту збільшується з підвищенням вмісту марганцю (рис. 3, в). Співвідношення марганця до кремнію не має чіткого впливу, його значимість можна бачити на окремих ділянках для литого стану та після термічної обробки (рис. 3, г).

Хром, нікель, молібден розбивають на області з відкорегованими значеннями по їх вмісту, однак трендових залежностей не виявлено. Впливу сірки, фосфору та міді на кількість перлітної складової не встановлено.

Алюміній має деякий вплив на фрагменти даних у литому стані та частково у стані після термічній обробці (рис. 4, а), ймовірно їх потрібно окремо виділити та розглянути при подальших дослідженнях. На етапі гарячої пластичної деформації не виявлено значущого впливу.

Ванадій має тісний зв'язок з перлітною складовою у стані після гарячої пластичної деформації (R^2 = 0,52) та частково після наступної термічної обробки (виділена область, рис. 4).

Вплив елементів на кількість фериту має аналогічні залежності, але протилежний напрямок.

Оскільки при виготовленні лабораторних плавок технічно дуже складно зафіксувати хімічний склад плавки за всіма іншими елементами

окрім аналізованого, то неможливо уникнути їх впливу та стає неможливим встановлення закономірностей впливу одного з елементів на параметри структури або механічні властивості дослідних сталей.

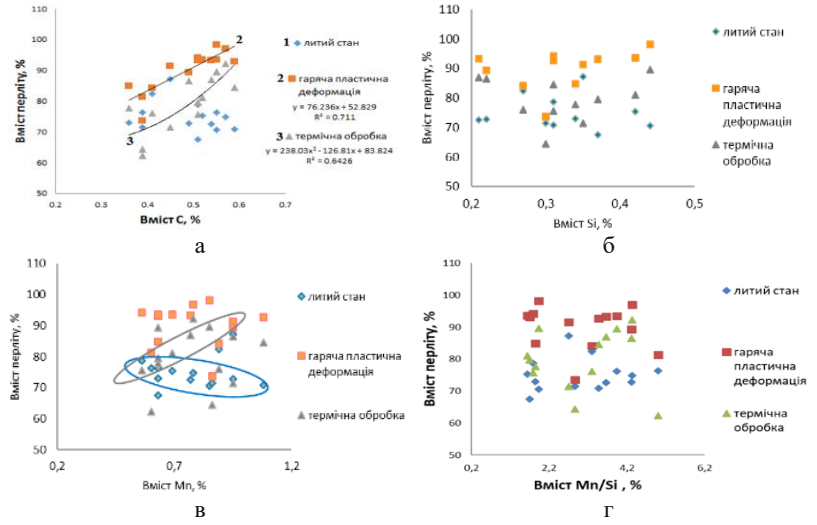


Рисунок 3 – Вплив вмісту вуглецю, кремнію, марганцю та їх співідношення на кількість перліту в дослідних сталях лабораторного виготовлення.

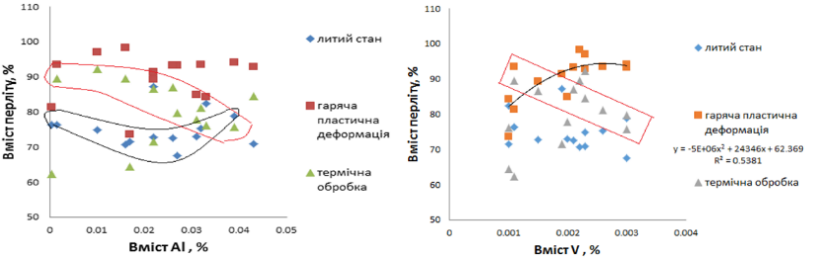


Рисунок 4 – Вплив вмісту алюмінію та ванадію на кількість перліту в дослідних сталях лабораторного виготовлення.

Для встановлення більш точних закономірностей, при подальших дослідженнях планується застосовувати інтегральні параметри міжатомної взаємодії, що відображають фізико-хімічні аспекти поведінки багатокомпонентного розплаву. Теоретичні аспекти міжатомної взаємодії базуються на концепції спрямованого хімічного

зв'язку, що розглядає металевий розплав, як хімічно єдину систему. Застосування цього підходу дозволить реалізувати «згортку» повного хімічного складу багатокомпонентного сплаву, що дозволить збільшити інформаційну потужність моделей та знизити їх параметричність.

Висновки

1. Виконаний огляд тенденцій щодо застосування кремнію і марганцю в вуглецевих сталях, аналіз впливу їх вмісту та співвідношення на механічні властивості, фазовий склад, рівномірність зеренної структури.

2. Виготовлено дослідні злитки вуглецевих сталей різного хімічного складу. За результатами металографічного дослідження розраховано кількісне співвідношення перліту та фериту у дослідних зразках у литому стані, після гарячої пластичної деформації та після наступної термічної обробки.

3. Досліджений вплив хімічного складу дослідних сталей, що призначенні для виготовлення залізничних осей, на формування структури та твердість

4. Підтверджено, що вуглець відіграє основоположну роль у формуванні кількості перлітної складової і твердості. Встановлений фрагментарний вплив вмісту марганцю на кількість перліту у стані після термічної обробки, який збільшується зі зростанням вмісту цього елементу. Виявлено, що ванадій має тісний зв'язок з кількістю перлітної складової у стані після гарячої пластичної деформації та частково після гарячої пластичної деформації та після наступної термічної обробки. Також фрагментарно має вплив алюміній – частково зменшується кількість перліту з ростом вмісту цього елементу, а для іншої частини навпаки – зростає частка перліту з ростом вмісту алюмінію.

Перелік посилань

1. Левченко Г. В., Грицай Т. В. Формирование структуры железнодорожных осей, изготовленных из непрерывнолитых заготовок различного сечения. *Фундаментальные и прикладные проблемы чёрной металлургии*. 2012. № 26. С. 218-227.

2. Парусов В. В., Сычков А. Б., Парусов Э. В. *Теоретические и технологические основы производства высокоэффективных видов катанки* : монография. Днепропетровск : АРТ-ПРЕСС, 2012. 376 с.

3. Влияние деформированного состояния заготовок на однородность микроструктуры железнодорожных осей / Г. В. Левченко, Е. Г. Дёмина, С. А. Воробей, Е. Е. Нефедьева, И. Д. Буга, Ю. Г. Антонов, Г. А. Мединский // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2010. № 3. С. 70-75.

4. Качество арматурного проката для анкерного крепления горных выработок / Г. В. Левченко, С. А. Воробей, Е. Г. Дёмина, А. В. Кекух, И. А.

Гунькин, В. В. Винаградов // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2005. № 5. С. 29-33.

5. Влияние режимов деформации слитка осевой стали на повышение ударной вязкости железнодорожных осей / Е. Г. Дёмина, С. А. Здоровец, В. И. Сухомлин, Ж. З. Чехута // *Фундаментальные и прикладные проблемы чёрной металлургии*. 2010. № 21. С. 227-237.

6. Трансформация дендритной структуры при производстве железнодорожных осей / Г. В. Левченко, С. В. Ершов, Е. Г. Дёмина, Г. А. Мединский, Г. Б. Иванов // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2008. № 2. С. 74-76.

7. Левченко Г. В. (рук.); Воробей С. А. (исполн.) и др. Изучение закономерностей формирования диспергированной структуры стали в процессе деформационно-термической обработки проката больших сечений [Текст]: отчёт о НИР / Институт чёрной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины; Днепропетровск, 2011. 191 с. № ГР 0109U002448

8. Нефедьєва О. Є. Закономірності впливу температурно-деформаційних параметрів обробки сталі на формування рівномірної дрібнозернистої структури залізничних осей: дис. кандидата техн. наук: 05.16.01. Дніпропетровськ, 2013. 123с.

9. Паршин В. М., Козачок Е. А., Корниенко А. И. Особенности литой структуры непрерывнолитых слитков прямоугольного сечения. *Известия вузов. Чёрная металлургия*. 1987. № 11. С. 43-47.

10. Левченко Г. В., Грицай Т. В., Нефедьєва О. Є. Особливості формування структури трубних заготовок, виготовлених зі злитка та безперервнолитого металу. *Металознавство та обробка металів*. 2011. № 2. С. 12-18.

11. Левченко Г. В., Дёмина Е. Г., Кныш А. В. Влияние содержания кремния на формирование структуры волокнистого композита в арматурном прокате. *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2009. № 1. С. 83-87.

12. Обеспечение качества железнодорожных осей, изготовленных из непрерывнолитых заготовок различного сечения / Г. В. Левченко, Т. В. Балаханова, Е. Е. Нефедьева, В. В. Мосьпан, Ю. Г. Антонов, Г. А. Мединский // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. 2016. № 9. С. 29-33.

13. Колосов М. И., Строганов А. И., Смирнов Ю. Д. *Качество слитка спокойной стали*. Москва : Металлургия, 1973. 408 с.

14. Atomic and nanoscale chemical and structural changes in quenched and tempered 4340 steel / A. J. Clarke, M. Miller, R. Field, D. Coughlin, P. Gibbs, K. D. Clarke, D. Alexander, K. Powers, A. P. Papin, G. Krauss // *Acta Materialia.* 2014. № 77. P. 17–27.

15. Высоковский С. И., Гуглин Н.Н., Левин Л. С., Маресев М. И., Филорикьян Б. К. О путях повышения противоснарядной стойкости катаной стальной брони для танков. *Вопросы оборонной техники*. Серия XX. Выпуск 63. 1976 г. URL: http://btvt.info/5library/vop_1976_btk1.htm (Дата звернення 01.10.2023)

16. Макаров Г. Г., Ракимжанов Н. Е., Колмогоров М. А., Королёв П. А. *Броневые стали для советских танков. 100 лет отечественному танкостроению. состояние и развитие бронетанкового вооружения и*

техники. 2020. С. 106-110.

References

1. Levchenko, H. V., & Hrytsai, T. V. (2012). Formyrovanye strukturы zheleznodorozhnыkh osei, yzghotovlennыkh yz neprerыvnolytыkh zahotovok razlychnoho sechenyia [Formation of the structure of railway axles made of continuously cast blanks of various cross-sections]. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 26, 218-227

2. Parusov, V. V., Sychkov, A. B., & Parusov, E. V. (2012). Teoretycheskye y tekhnolohycheskye osnovy proyzvodstva vysokoeffektyvnykh vydov katanky: monohrafyia [Theoretical and technological foundations of the production of highly effective types of wire rod: monograph]. ART-PRESS

3. Levchenko, H. V., Demyna, E. H., Vorobei, S. A., Nefedeva, E. E., Buha, Y. D., Antonov, Yu. H., & Medynskyi, H. A. (2010). Vliyanie deformirovannogo sostoyaniya zagotovok na odnorodnost mikrostrukturyi zheleznodorozhnyih osey [Influence of the deformed state of the workpieces on the homogeneity of the microstructure of railway axles]. *Metallurgical and mining industry*, 3, 70-75

4. Levchenko, H. V., Vorobei, S. A., Demyna, E. H., Kekukh, A. V., Hunkyn, Y. A., & Vynahradov, V. V. (2005). Kachestvo armaturnogo prokata dlya ankernogo krepleniya gornyih vyirabotok [Quality of reinforcement bars for anchoring of mine workings]. *Metallurgical and mining industry*, 5, 29-33

5. Dyomina, E. G., Zdorovets, S. A., Suhomlin, V. I., & Chehuta, Zh. Z. (2010). Vliyanie rezhimov deformatsii slitka osevoy stali na povyishenie udarnoy vyazkosti zheleznodorozhnyih osey [Influence of deformation modes of axial steel ingot on increasing the impact strength of railway axles]. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 21, 227-237

6. Levchenko, G. V., Ershov, S. V., Deomina, E. G., Medinskiy, G. A., & Ivanov, G. B. (2008). Transformatsiya dendritnoy strukturyi pri proizvodstve zheleznodorozhnyih osey [Transformation of dendritic structure in the production of railway axles]. *Metallurgical and mining industry*, 2, 74-76

7. Levchenko H. V., Vorobei S. A. et al. (2011). Yzuchenye zakonomernostei formyrovanyia dysperhyrovannoi strukturы staly v protsesse deformatsyonno-termycheskoi obrabotky prokata bolshykh sechenyi [Study of the patterns of formation of a dispersed structure of steel in the process of deformation-heat treatment of rolled products of large sections]: research report / Institute of Ferrous Metallurgy named after. Z. I. Nekrasova NAS of Ukraine; Dnepropetrovsk, 191 p. No. 0109U002448

8. Nefedieva, O. Ye. (2013). Zakonomirnosti vplyvu temperaturno-deformatsiinykh parametriv obrobky stali na formuvannia rivnomirnoi dribnozernystoi struktury zaliznychnykh osei [Patterns of influence of temperature and deformation parameters of steel processing on the formation of a uniform fine-grained structure of railway axles]: thesis technical candidate Sciences: 05.16.01. Dnipropetrovsk, 123 p

9. Parshyn, V. M., Kozachok, E. A., & Kornyenko, A. Y. (1987) Osobennosti litoy strukturyi nepreryivnolityih slitkov pryamougolnogo secheniya [Features of the cast structure of continuously cast rectangular ingots]. *University News. Ferrous*

metallurgy, 11, 43-47

10. Levchenko, G. V., Gritsay, T. V., & Nefedieva, O. E. (2011). Osoblyvosti formuvannia struktury trubnykh zahotovok, vyhotovlenykh zi zlytka ta bezperervnolytoho metalu [Peculiarities of forming the structure of pipe blanks made of ingot and continuously cast metal]. *Metallurgy and metal processing*, 2, 12-18

11. Levchenko, G. V., Demina, E. G., & Knyish, A. V. (2009). Vliyanie soderzhaniya kremniya na formirovanie strukturyi voloknistogo kompozita v armaturnom prokate [The influence of silicon content on the formation of the structure of a fibrous composite in rolled reinforcing bars]. *Metallurgical and mining industry*, 1, 83-87

12. Levchenko, G. V., Balahanova, T. V., Nefedeva, E. E., Mospan, V. V., Antonov, Yu. G., & Medinskiy, G. A. (2016). Obespechenie kachestva zheleznodorozhnyih osey, izgotovlennyih iz nepreryivnolityi zagotovok razlichnogo secheniya [Ensuring the quality of railway axles made from continuously cast billets of various sections]. *Metallurgical and mining industry*, 9, 29-33

13. Kolosov, M. I., Stroganov, A. I., Smirnov, & Yu. D. (1973). Kachestvo slitka spokoynoy stali [Quality of mild steel ingot]. Moscow : Metallurgy, 408 p

14. Clarke, A. J., Miller, M., Field, R., Coughlin, D., Gibbs, P., Clarke, K. D., Alexander, D., Powers, K., Papin, A. P., & Krauss, G. (2014). Atomic and nanoscale chemical and structural changes in quenched and tempered 4340 steel. *Acta Materialia*, 77, 17–27

15. Vysokovskij, S. I., Guglin, H. N., Levin, L. S., Maresev, M. I., & Filorikyan, B. K. (1976). O putyah povysheniya protivosnaryadnoj stojkosti katanoj stalnoj broni dlya tankov [On ways to increase the projectile resistance of rolled steel armor for tanks]. *Voprosy oboronnoj tehniki* [Defense technology issues]. Series XX, 63. http://btvt.info/5library/vop_1976_btk1.htm

16. Makarov, G. G., Rakimzhanov, N. E., Kolmogorov, M. A., & Korolyov, P. A. (2020). Bronevye stali dlya sovetskih tankov [Armor steel for Soviet tanks]. *100 years of domestic tank construction. state and development of armored weapons and equipment*, 106-110

I. R. Povorotnia[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0001-5872-7403
R. V. Podolskyi[1], Ph. D. (Tech.), Researcher, ORCID 0000-0002-0288-0641
O. A. Safronova[1], Junior Research, Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-4032-4275
E. V. Oliinyk[1], Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-3366-3746

ANALYSIS OF THE INFLUENCE OF THE CONTENT AND RATIO OF CHEMICAL ELEMENTS ON THE PHASE COMPOSITION AND HARDNESS OF CARBON STEELS OF DIFFERENT COMPOSITION

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

Abstract. The axle resource depends on many indicators that determine its service characteristics. These are the chemical composition of steel, structural condition, level of indicators of strength, plasticity, viscosity, etc. However, the most important technical indicator of axle performance is its fatigue strength. To ensure high

reliability of axles, it is necessary to form a homogeneous structure and achieve optimal metal purity, avoiding the formation of coarse non-metallic inclusions and their accumulations. It is known that liquation in most cases is formed during crystallization (solidification of an ingot or continuously cast billet). The hereditary influence of the features of the primary structure formation of BLZ and the factors that determine them on the final microstructure and the set of properties of the finished metal products have not been sufficiently studied. Purpose: study of the influence of the chemical composition of carbon steels with different contents and ratios of basic chemical elements on the features of the formation of the microstructure of carbon steel and its hardness. As part of this work, experimental ingots of carbon steels of different chemical composition were melted. The samples were subjected to hot plastic deformation and heat treatment. Hot plastic deformation was carried out by the method of deposition at a temperature of 1260˚C by 50%. The next heat treatment consisted of normalization from 850˚C. According to the results of the metallographic study, the quantitative ratio of pearlite and ferrite in the test samples in the cast state, after hot plastic deformation and after subsequent heat treatment was calculated. The hardness of the experimental steels in different states was determined by the Brinell method. Phase composition was evaluated using ImageJ software. The fundamental role of carbon in the formation of the amount of the pearlite component and hardness has been confirmed. A fragmentary influence of the manganese content on the amount of pearlite in the experimental samples after heat treatment was established, which increases with the increase in the content of this element. A close relationship between vanadium and the amount of pearlite component in the state after hot plastic deformation and partially after hot plastic deformation with subsequent heat treatment was revealed. Aluminum also has a fragmentary effect - with an increase in the content of this element, the amount of pearlite partially decreases, and for the other part of the melts of experimental steels, on the contrary, the share of pearlite increases with an increase in the content of aluminum.

Key words: railway axles, national standard, chemical composition, mechanical properties.

For citation: 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 composition. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 476-489. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-476-489

Стаття надійшла до редакції збірника 09.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-490-504
УДК 669.017:621.73

В. О. Столбовий[1], д.т.н., ORCID 0000-0001-7734-0642
Л. М. Дейнеко[2], проф., д.т.н., ORCID 0000-0002-1177-3055
В. Л. Пінчук[3], викладач-методист, ORCID 0000-0001-8257-9252
Л. С. Кривчик[3], Ph. D., ORCID 0000-0002-7769-3808
Т. С. Хохлова[2], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-6683-4572

[1] *Харківський фізико-технічний інститут НАН України*
[2] *Український державний університет науки і технологій*
[3] *Нікопольський фаховий коледж Українського державного університету науки і технологій*

ВИКОРИСТАННЯ ЗНОСОСТІЙКИХ ПОКРИТТІВ ДЛЯ ЗМІЦНЕННЯ ТРУБНОГО ІНСТРУМЕНТУ ДЛЯ ВИРОБНИЦТВА ТРУБ ПРЕСУВАННЯМ З ВИСОКОЛЕГОВАНИХ СТАЛЕЙ

Анотація. В Україні виробництво труб є однією з найбільш важливих галузей промисловості. Це нафтова, газова промисловості, харчова, хімічна, машинобудівельна, авіаційна, промисловість будівельних матеріалів. Особливо широко використовуються труби з високолегованих, корозійностійких сталей. Широке поширення одержав процес виробництва сталевих труб методом пресування на гідравлічних пресах. При пресуванні метал випробовує трьохстороннє стискання, тому він проявляє високу пластичність, що особливо важливо для високолегованих сталей, які важко деформуються. На відміну від трубопрокатних установок, на пресах можна одержати труби з більш тонкою стінкою й меншого діаметра, особливо, коли на трубопресових установках застосовують редукційні й калібрувальні стани. Трубопресовий інструмент піддається інтенсивному зносу. За умовами експлуатації прес-голки і матриці відносяться до важко навантаженого інструменту, оскільки контактують з металом, що пресується. Можливість одержання при пресуванні високого коефіцієнта витяжки, обумовлена сприятливою схемою напруженого стану металу в процесі деформації, внаслідок чого метал зазнає великих ступенів деформації без руйнування. Однак для реалізації процесу пресування з великою величиною витяжки, необхідно додати великий тиск, регламентований опором металу пластичній деформації і величиною сили тертя на межі контакту деформованого металу з інструментом. Виробництво стальних труб пресуванням здійснюють на трубопресових агрегатах з вертикальним механічним пресом (ВМП) або з гідравлічним горизонтальним пресом (ГГП). Робочий інструмент трубопрофільних пресів працює в умовах високих температур, ударних і знакозмінних навантажень, значного питомого тиску, тому матеріал для виготовлення інструменту повинен мати підвищену міцність, в’язкість, теплостійкість. При пресуванні труб з високолегованих, корозійностійких сталей має місце низька стійкість трубного інструменту, що потребує частих переналадок обладнання і зупинок пресу. Звичайні технології термозміцнення (загартування з відпуском) не забезпечують достатніх

властивостей трубопресового інструменту. Тому пошук раціональних технологій термозміцнення і нанесення зносостійких мікроструктурних покриттів значно підвищує експлуатаційні властивості і ресурс роботи трубопресового інструменту, що підтверджено результатами промислових випробувань на діючих підприємствах України. Метою роботи є удосконалення зміцнюючих технологій трубного інструменту для пресування труб з високолегованих сталей, які важко деформуються, і дослідження закономірностей структуроутворення в металі основного трубопресового інструменту – матричних кілець для пресування труб на трубопресових установках та їх вплив на механічні властивості для підвищення якості і працездатності інструменту.

Ключові слова: Технологія, покриття, зміцнення, міцність, мікротвердість, інструментальні сталі.

Посилання для цитування: Використання зносостійких покриттів для зміцнення трубного інструменту для виробництва труб пресуванням з високолегованих сталей / В. О. Столбовий, Л. М. Дейнеко, В. Л. Пінчук, Л. С. Кривчик, Т. С. Хохлова // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 490-504. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-490-504

Стан питання. При пресуванні метал випробовує всебічне нерівномірне стиснення, що значно підвищує пластичність металу і дозволяє деформувати його без руйнування з дуже високими мірами обтиснення [1]. Тому пресування найбільш доцільно при виробництві труб з високолегованих, малопластичних, корозійностійких сталей і сплавів.

Умови експлуатації інструменту дуже впливає на його стійкість. У більшості випадків процес пресування не є плавним, ударні навантаження на інструмент вимагають від матеріалу інструменту високих меж ударної в'язкості, що важко поєднувати з великою його твердістю. Ударні навантаження знижують стійкість пресового інструменту. Різке зняття тиску, якого можна уникнути, призводить до поломки інструменту. Тривале перебування інструменту в зоні високих температур (850 °С для міді і 1100 °С для сталі) різко знижує його стійкість. Тому при проектуванні необхідно домагатися зменшення часу пресування, а іноді передбачати зміну інструменту після кожного пресування [2].

У зв'язку зі зношуванням матриць і прес-голок, даний інструмент є змінним і передбачає вдосконалення даних конструкцій, використання сучасних засобів зміцнення, щоб збільшити продуктивність і зменшити витрати пресового інструменту [3].

Основною причиною інтенсивного зношування трубопресового інструменту є перегрів, внаслідок якого знижується міцність, що, у

свою чергу, веде до деформації. Зокрема, зношування матриці настає тоді, коли її температура при пресуванні перевищує температуру відпуску, що може призвести до її пластичної деформації [4].

Наведені позитивні особливості процесу пресування зумовили доцільність розширення виробництва труб на трубопрофільних пресах (рис. 1).

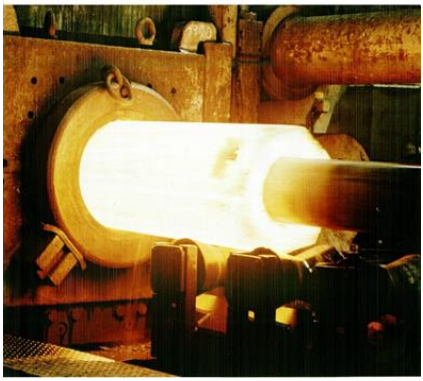


Рисунок 1 – Розташування пресу в трубопресовому цеху [6].

Основними дефектами матричних кілець являються розгарні тріщини в місці концентрації напружень, підрізи, термічні тріщини, утворені при нагріві в печі [5].

Ударне навантаження матричних кілець забезпечує появу тріщин в місці концентрації напружень і появи сітки розгарних тріщин, що в подальшому призводить до руйнування (рис. 2) [7].



Рисунок 2 – Розгарні тріщини на поверхні матричного кільця.

З урахуванням умов експлуатації матеріал матричних кілець повинен мати високу твердість, теплостійкість; в'язкість; високу розгаростійкість; зносостійкість; жаростійкість; теплопровідність.

Тому для виготовлення інструменту для пресування найчастіше використовують інструментальні сталі мартенситного класу, леговані хромом, вольфрамом, молібденом: 3Х2В8Ф, 4ХВ2С, 4Х5МФ1С і 5Х3В3МФС (ДИ-23) (ДСТУ 3953-2000), які піддають термічній обробці.[8]

Технологічна схема обробки матричних кілець з штампових сталей [9]:

1) гаряча пластична деформація (штамповка);
2) відпал (для покращення обробки різанням);
3) механічна обробка (точіння на верстатах з ЧПК);
4) загартування й відпуск;
5) механічна обробка (плоскошліфувальна, круглошліфувальна, внутрішньошліфувальна, полірувальна операції).

Мета остаточної термічної обробки – одержання в готовому інструменті оптимальної комбінації основних властивостей: твердості, міцності, зносостійкості, в'язкості й теплостійкості [6]. Звичайна технологія термозміцнення – загартування для одержання високолегованого мартенситу і наступний двох- або трьохкратний відпуск, який викликає додаткове зміцнення внаслідок виділення з мартенситу карбідів хрому, молібдену, вольфраму, ванадію і перетворення залишкового аустеніту в мартенсит.

В роботі запропоновано новий високоефективний спосіб іонного модифікування поверхонь інструментальних сталей, а також покриттів в плазмі двоступеневого дугового розряду низького тиску.

Вакуумно-дуговий розряд використовується в промислових технологіях модифікування поверхні для отримання унікальних характеристик покриттів, що наносяться. В потоках плазми також містяться краплі розплавленого матеріалу катода [10].

Катодні плями, в яких щільність струму складає 106 А/см^2 при температурі до 5000 °С, є джерелом плазми з матеріалу катода зі 100% ступенем іонізації. Це дозволяє за допомогою магнітного поля керувати напрямком і щільністю вказаних струменів [10-12].

При напуску в вакуумну камеру газів (азоту, кисню, сірководню, газів, що містять вуглець та ін.) на підложці синтезуються плівки, що складаються із з'єднань цих газів з матеріалами, які випаровуються. Регулюючи енергію іонів зміною негативного потенціалу на підложці, можна контролювати властивості покриттів, забезпечуючи необхідні фізико-механічні, антикорозійні, технологічні та інші характеристики [13-14].

Мета роботи: дослідження зміни механічних і трибологічних властивостей поверхні матричних кілець, а також їх структурного стану в результаті нанесення зносостійких мікроструктурних покриттів TiN, TiZrN, NbN, TiZrN/NbN.

Матеріали та методики: металографічний аналіз кілець і зразків з використанням мікроскопів NEOPHOT-32, MIM-8, Axiovert 200 MAT; метод електронної мікроскопії з застосуванням електронного мікроскопа EM6G (прискорювальна напруга 100кВ) і растрового електронного мікроскопу РЭМ-106И; для вимірювання твердості в якості основного обладнання використовували прилад Роквелла з алмазним конусом при навантаженнях 1500 Н і 600 Н, а також з індентором – сталевою загартованою кулькою діаметром 1/16 "при навантаженні 1000 Н, твердість вимірювали також на приладах Віккерса (при навантаженні 10 Н) і ПМТ-3М (для вимірювання твердості мікрооб'ємів з різною структурою на металографічних шліфах); ударну в'язкість визначали на зразках з U-подібним надрізом на копрі МК-30 з максимальною силою удару 300 Дж.

Для визначення хімічного складу зразків сталі 4Х5МФ1С і 5Х3В3МФС було проведено спектральний аналіз досліджених зразків; було проведено рентгеноструктурний аналіз досліджуваних зразків сталі 4Х5МФ1С для визначення типу кристалічних ґраток включень та їх параметрів. Дифрактометричні дослідження проводилися на рентгенівському дифрактометрі ДРОН-2.0 в кобальтовому Co-Kα випромінюванні із застосуванням Fe- селективно поглинаючого фільтра [15].

Іонне азотування пресового інструменту (матричних кілець) в плазмі вакуумно-дугового розряду з послідуючим нанесенням одношарових і багатошарових покриттів було виконано в лабораторії плазмових технологій ННЦ ХФТІ (м. Харків) (рис. 3).

Три кільця були встановлені в модернізовану вакуумно-дугову установку типу «Булат-6». Вакуумну камеру 1 відкачували до тиску Р = 1,3·10-3 Па.

При подачі на підкладку (4), а отже, і на деталі високого негативного потенціалу –1000 ÷ –1300 В відбувається її розігрів за рахунок бомбардування іонами азоту до температури 480 ÷540°С, що забезпечує процеси азотування на поверхні зразків. Температура підкладок надалі підтримується зміною величини негативного постійного потенціалу 9. Тривалість процесу азотування залежить від необхідної товщини шару і температури підложки, в даному випадку час азотування – 1 година [17-19].

Після процесу азотування (відразу на гарячу деталь) проводиться осадження наноструктурного покриття TiN в єдиному технологічному циклі. Струм дугового розряду на катоді Ті 100 А. Відстань від катода до деталей 500 мм. Осадження покриттів здійснювалося при негативному потенціалі – 200 В (9) при безперервному обертанні обертального механізму. Тобто, в попередній проміжок часу

відбувалось азотування на глибину 50 ÷ 60 мкм за одну годину, а зверху наносилось наноструктурне вакуумно-дугове покриття TiZrN/NbN товщиною ~ 6-7 мкм (1 година). При випробуванні на тертя знос вакуумно-дугових покриттів відбувається пошарово, що забезпечує збільшення їх стійкості в десятки разів. Найбільш широко використовують покриття з нітриду титану завдяки його високим фізико-механічним, антикорозійним, декоративним характеристикам, відносній дешевизні і нешкідливості у виробництві, а також універсальності. Широко використовують покриття TiZrN, яке має більші термостійкі властивості, більшу стійкість до окислення [20].

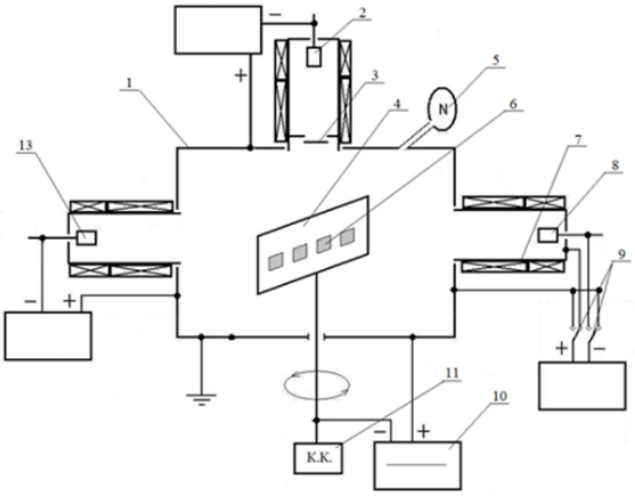


Рисунок 3 – Принципова схема вакуумно-дугової установки типу «БУЛАТ-6» для азотування з наступним нанесенням багатошарових покриттів [16]: 1 – вакуумна камера, 2 – вакуумно-дуговий випарник; 3 – металевий екран, 4 – екран тримач зразків, 5 – регулятор тиску азоту, 6 – зразки, 7 – корпус вакуумно-дугового випарника – анод для газового розряду, 8 – катод Nb, 9 – реле перемикання, 10 – джерело постійної напруги, 11 – командоконтролер, 13 – катод TiZr.

Більш світлі шари ZrN в 1,5 рази товщі, ніж TiN, тобто швидкість осадження TiN нижче, ніж нітриду цирконію. При загальній товщині покриття близько 17 мкм (13 шарів нітриду титану і 13 шарів нітриду цирконію) товщина шарів нітриду цирконію складає близько 900 нм, а нітриду титану – 600 нм. При тому, що час осадження кожного з шарів був близько 300 секунд, швидкість осадження нітриду цирконію склала 3 нм/с, а нітриду титану – 2 нм/с. Тоді при мінімальному часі осадження 10 сек. товщина шарів нітриду цирконію складає близько 30 нм, а

нітриду титану близько 20 нм [21].

Рентгеноструктурні спектри багатошарових ZrN/TiN покриттів показані на рис. 4. На рис. 5 показані дані по твердості (Н) і модуль пружності (Е) багатошарових покриттів TiN/ZrN в залежності від кількості шарів (нанесених за один й той же проміжок часу) [22].

Збільшення кількості шарів в покритті призводить до збільшення міцності і твердості інструменту, оскільки міжшарові границі перешкоджають зсуву дислокацій і знижують пластичну деформацію [23].

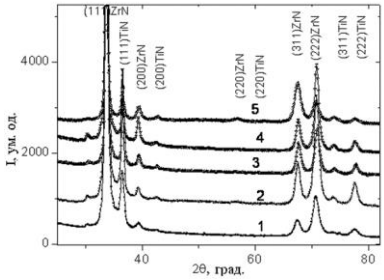


Рисунок 4 – Рентгеноструктурні спектри багатошарових ZrN/TiN покриттів [21].

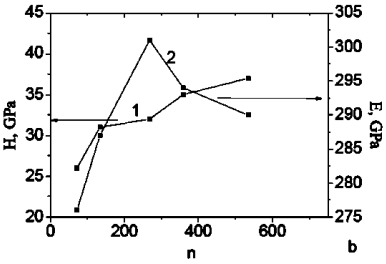
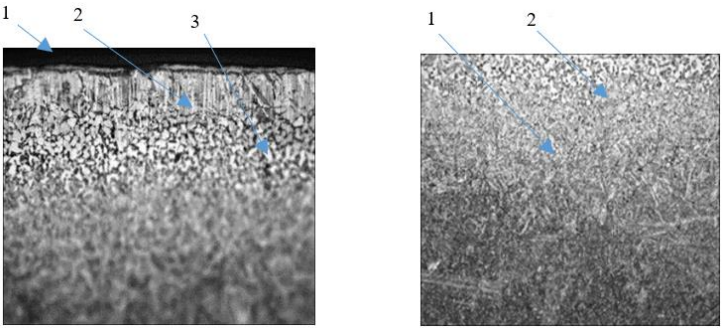


Рисунок 5 – Графік залежності твердості (1) і модуля пружності (2) від числа шарів в покриттях ZrN/TiN [21].

Мікроструктури кілець зі сталі 4Х5МФ1С після іонного азотування і нанесення покриття TiN і двошарового покриття TiN/ZrN показані на рисунку 6 і 7.



а) б)

Рисунок 6 - Структури зразків сталі 4Х5МФ1С після іонного азотування і нанесення покриття TiN: а – х200 (поверхня: 1- покриття, 2- ε фаза $Fe_{2-3}N$, 3- γ'-фаза (Fe_4N)); б -х200 (перехідний шар: 1 – мартенсит відпуску, насичений азотом, 2 – нітриди хрому, молібдену, ванадію).

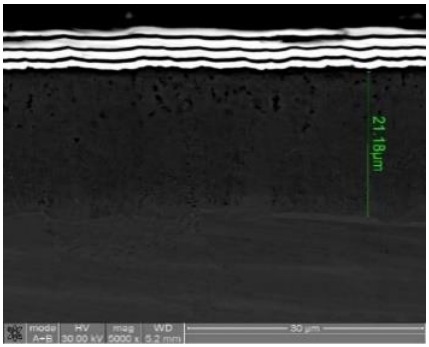


Рисунок 7 – Структури зразків сталі 4Х5МФ1С після іонного азотування і нанесення багатошарового покриття при електронному дослідженні, х 5000, [21].

Результати. Результати заміру мікротвердості на приборі ПМТ-3 зразків сталі 4Х5МФ1С після іонного азотування і нанесення покриття TiN наведені в табл. 1, а зміна твердості інструментальної сталі після іонного азотування і нанесення покриття TiN в залежності від глибини визначення твердості – на рис. 8. Твердість на поверхні покриття сягає 23000 ÷25000 МПа.

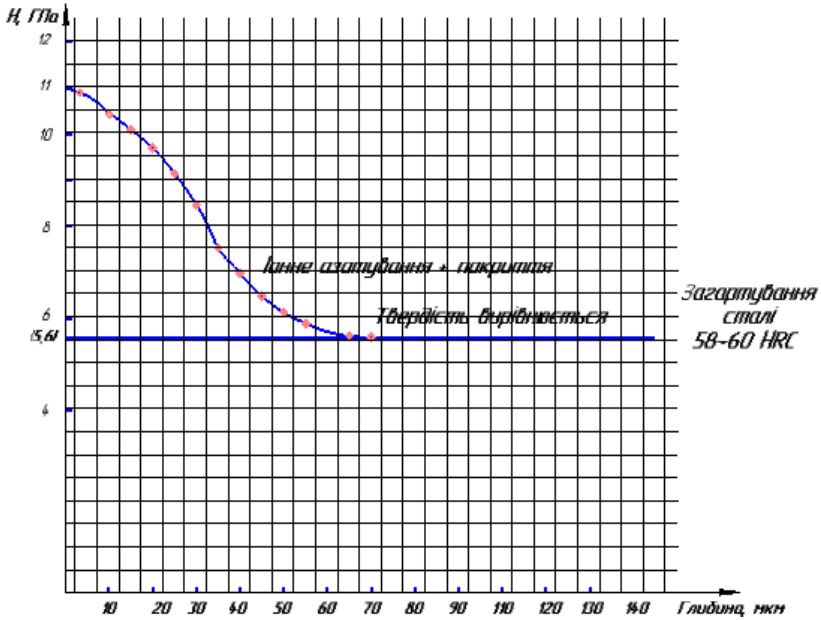


Рисунок 8 – Зміна твердості інструментальної сталі 4Х5МФ1С після іонного азотування і нанесення зносостійкого покриття в залежності від глибини визначення твердості [12].

Таблиця 1 – Результати заміру мікротвердості зразків сталі 4Х5МФ1С після іонного азотування і нанесення покриття TiN
(значення мікротвердості на поверхні покриття 23000 – 25000 МПа) [11].

№ зразків	Зона відстань від поверхні мкм	Діаметр відбитка, мкм	Середній діаметр відбитка, мкм	Навантаження, Г	Значення мікротвердості, МПа	Середнє значення мікротвердості, МПа	Середнє значення мікротвердості, Кг/мм²
1	30	12	12,87	100	11200		
2	30	13	13,45	100	11400		
3	30	12	12,78	100	11600		
4	30	12	12,184	100	11340	11350	1135
5	50	13	13,024	100	10560		
6	50	14	14,872	100	10500		
7	50	14	14,332	100	10340		
8	50	14	14,64	100	10350	10350	1035
9	150	15	15,096	100	8790		
10	150	15	15,764	100	8700		
11	150	15	15,764	100	8600		
12	150	15	15,182	100	8400	8500	850
13	250	16	16,96	100	7344		
14	250	16	16,96	100	7344		
15	250	16	16,86	100	7348		
16	250	16	16,717	100	7365	7300	730
17	центр	18	18,196	100	5983		
18	центр	18	18,712	100	5664		
19	центр	19	19,176	100	5519		
20	центр	20	20,196	100	4994	5040	504

Проведення комбінованої обробки матричних кілець, що включає азотування з наступним осадженням керамічних покриттів в єдиному технологічному процесі з використанням ДВДР в вакуумно-дугових установках типу «Булат» (ННЦ ХФТІ) значно підвищує стійкість інструменту внаслідок високих показників поверхневої твердості. Якщо стійкість матричних кілець зі сталі 5Х3В3МФС (ДІ-23) після звичайного термозміцнення складає 4 – 6 пресувань, то кільця з більш економнолегованої безвольфрамової сталі 4Х5МФ1С, додатково піддані хіміко-термічній обробці (іонному азотуванню в плазмі ДВДР) і послідуючим нанесенням комбінованих покриттів показали стійкість 12 – 13 пресувань, внаслідок більш високої твердості, теплостійкості, утворення особливої структури на поверхні внаслідок проведення іонного азотування і нанесення зносостійкого покриття TiN, TiZrN/ NbN та ін.

Досягнення такого ефекту стало можливим завдяки формуванню на поверхні складних багатофазових композицій на основі хімічних з'єднань атомів азоту з залізом і легуючими елементами [22].

Висновки

Результати впровадження на ведучих трубних підприємствах України ТОВ «ВО ОСКАР» і «ПрАТ Сентравіс Продакшн Юкрейн» технології комбінованої обробки - іонного азотування і наступного осадження зносостійких покриттів TiN, TiZrN, NbN, TiZrN/NbN на робочі поверхні матричних кілець, дозволили отримати значний економічний ефект за рахунок зниження витрат на інструмент, скоротити недоліки виробництва за рахунок зменшення кількості переналадок обладнання і збільшити продуктивність праці при пресуванні корозійностійких труб і труб з високолегованих сталей, при цьому стійкість інструменту підвищилась в 1,5 – 2,5 рази.

Перелік посилань

1. Інструмент для пресування труб / В. С. Мельник, С. Ф. Сабол, Ю. П. Бородій, А. В. Кліско // *Тези доповідей загальноуніверситетської науково-технічної конференції молодих вчених та студентів, присвяченої дню Науки*. Секція «Машинобудування», 2010. С. 51-52.

2. Друян В. М., Гуляєв Ю. Г., Чукмасов С. О. *Теорія та технологія трубного виробництва*: підручник. Дніпро: VAL, 2000. 587 с.

3. Кузьмич В. О., Косенко В. М., Бузенко Л. В. *Технологія виробництва сталевих труб методом гарячого пресування*: підручник. Київ : НТУУ «КПІ», 2011. 224 с.

4. Дослідження структури і властивостей штампових сталей для виготовлення трубного інструменту після проведення зміцнюючої термічної і хіміко-термічної обробки і нанесення зносостійких покриттів / Л. С. Кривчик, Т. С. Хохлова, В. Л. Пінчук, Л. М. Дейнеко, В. О. Столбовий // *Металургійна та гірничорудна промисловість*. 2021. № 2, С. 71-88.

5. Використання хіміко-термічної обробки з метою зміцнення трубного інструменту для виробництва нержавіючих труб / Л. С. Кривчик, Т. С. Хохлова, В. Л. Пінчук, В. О. Столбовий, М. В. Могиленець, К. О. Думенко // *Металургійна і гірничорудна промисловість*. 2020. № 4, С. 52-71.

6. Особливості виробництва труб пресуванням. Шляхи підвищення стійкості трубопресового інструменту / Л. С. Кривчик, Т. С. Хохлова, Д. Н. Цеханський, В. Л. Пінчук // *XIII-а Всеукраїнська конференція «Молоді вчені 2023 – від теорії до практики»*, Дніпро, 23 березня 2023 р.

7. Кривчик Л. С., Хохлова Т. С. Використання хіміко-термічної обробки для покращення експлуатаційних властивостей трубопресового інструменту // *Матеріали Всеукраїнської конференції «Молодь і наука. Практика інноваційного пошуку» Національна металургійна академія України*, м. Дніпро, 18 грудня 2019 р., С. 72-76.

8. Кривчик Л. С., Пінчук В. Л., Хохлова Т. С. «Шляхи зміцнення трубопресового інструменту для виробництва корозійностійких труб з метою покращення його експлуатаційних характеристик» // *V Международная научно- практическая конференция "THEORY AND PRACTICE OF SCIENCE: KEY ASPECTS"*. Рим, Італія, 7-8 ноября 2021, С. 349-371

9. Зміцнення трубного інструменту шляхом проведення комбінованої обробки – іонного азотування з нанесенням зносостійких покриттів» / Л. С. Кривчик, В. Л. Пінчук, Т. С. Хохлова, В. О. Столбовий, Л. М. Дейнеко // *IV Міжнародній конференції «Інноваційні технології в науці та освіті. Європейський досвід»*, Гельсінкі, Фінляндія. Листопад 2021 р.

10. Зміцнення інструменту для холодної роликової прокатки корозійностійких труб шляхом проведення хіміко-термічної обробки і нанесення зносостійких покрить/ Л. С. Кривчик, В. Л. Пінчук, Т. С. Хохлова, В. О. Столбовий // *XVI-а міжнародна конференція «Стратегія якості в промисловості і освіті»*, Болгарія, Технічний університет, м. Варна, 31 травня – 03 червня 2021 р. С. 88-95

11. Кривчик Л. С., Пінчук В. Л., Хохлова Т. С. Вибір зміцнюючої технології трубопресового інструмента для виробництва нержавіючих труб // *VIII Міжнародна науково-практична конференція «Modern problems in science»*, Прага, Чехія, 9-12 листопада 2020 р., С. 699-707

12. Інструмент для пресування нержавіючих труб і технологія його термічної обробки / Л. С. Кривчик, Т. С. Хохлова, В. Л. Пінчук, Т. П. Карпова // *Матеріали III Міжнародної конференції «Інноваційні технології в науці та освіті. Європейський досвід»*, Нідерланди, м. Амстердам, 12-14 листопада 2019 р., С. 252-258.

13. Межэлектродная плазма вакуумной дуги в атмосфере азота / С. Ломино, В. Д. Овчаренко, Г. Н. Полякова, А. А. Андреев, А. М. Шулаев // *Сб. докл. 5-го Межд. симпозиума «Вакуумные технологии и системы»*, *ISVTE-5*. Харьков, 2002. С. 202-222.

14. Brading H. J., Morton P. H., Earweaker G. Plasma-nitriding with nitrogen, hydrogen and argon gasmixtures: Structure and composition of coating. *Surf. Eng.* 1992. Vol. 8. №3. P. 206-211.

15. Лахтин Ю. М., Крымский Ю. Н Физические процессы при ионном азотировании. *Защитные покрытия на металлах*. 1968. Вып. 2. С. 225-229.

16. Andrea Szilagyine Biro. Trends of nitriding processes. *Production Processes and Systems*. 2013. Vol. 6. №1. P. 57-66.

17. Research on hollow cathode effect and edge effect avoidance in plasma nitriding treatment / Axinte M., Nejneru C., Perju M. C., Cimpoeşu N., Hopulele I. // *Tehnomus New Technologies and Products in Machine Manufacturing Technologies*. No. 18, Suceava, 2011, P. 181-184.

18. Yao S. H. Evaluation of TiN/AlN nano-multilayer coatings on drills used for micro-drilling. *Surface and Coatings Technology*. 2005. Vol. 197. P. 351-357.

19. Двухступенчатый вакуумно-дуговой разряд: характеристики и методы создания / Л. П. Саблев, Н. С. Ломино, Р. И. Ступак, А. А. Андреев, А. А. Чикрыжов // *Сб. докл. 6-й Межд. конф. «Оборудование и технологии термической обработки металлов и сплавов»*. Харьков, 2005. Ч. 2. С. 159–169.

20. Картмазов Г. Н., Андреев А. А. Формирование нанослойных TiNx-CrNx-покрытий методом вакуумно-дугового осаждения. *Сб. докл. Харьковской нанотехнологической ассамблеи «Нанотехнологии-2008».* Харьков : ННЦ ХФТИ, 2008. С. 226-238.

21. Столбовий В. О. Фізико-технологічні основи формування багатошарових наноструктурних вакуумно-дугових покрить на основі нітридів тугоплавких металів: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня д-ра тех. наук: 01.04.07. Харків, 2021, 36 с.

22. Зміцнення трубопресового інструменту для виробництва корозійностійких труб шляхом нанесення зносостійких нанопокриттів / Л. С. Кривчик, Т. С. Хохлова, В. Л. Пінчук, Л. М. Дейнеко, В. О. Столбовий // *Збірник наукових праць «Наносистеми, нанотехнології і наноматеріали»*, Інститут металофізики ім. Г.В. Курдюмова НАН України. 2022. № 3. Т. 20. С. 693-714.

23. Куликов І. В. Вплив технологічних факторів на якість труб, отриманих методом гарячого пресування : дис. ... канд. техн. наук : 05.16.01. Харківський національний технічний університет сільського господарства імені Петра Василенка. Х., 2011. 197 с.

References

1. Melnyk, V. S., Sabol, S. F., Borodii, Y. P., & Klisko, A. V. (2010). A tool for pressing pipes. *Abstracts of reports of the university-wide scientific and technical conference of young scientists and students dedicated to Science Day. Section "Mechanical Engineering"*, 51-52

2. Druyan, V. M., Gulyaev, Y. G., & Chukmasov, S. O. (2000). Theory and technology of pipe production: a textbook. VAL

3. Kuzmych, V. O., Kosenko, V. M., & Buzenko, L. V. (2011). Technology of production of steel pipes by the method of hot pressing: a textbook. NTUU "KPI"

4. Kryvchyk, L. S., Khokhlova, T. S., Pinchuk, V. L., Deineko, L. M., & Stolbovy, V. O. (2021). Study of the structure and properties of die steels for the manufacture of pipe tools after strengthening thermal and chemical-thermal treatment and application of wear-resistant coatings, *Metallurgical and mining industry*, (2), 71-88

5. Kryvchyk, L. S., Khokhlova, T. S., Pinchuk, V. L. Stolbovy, V. O., Mogilenets, M. V., & Dumenko, K. O. (2020). The use of chemical and thermal treatment for the purpose of strengthening the pipe tool for the production of stainless pipes. *Metallurgical and mining industry*, (4), 52-71

6. Kryvchyk, L. S., Khokhlova, T. S., Tsekhanskyi, D. N., & Pinchuk, V. L. (2023). Peculiarities of pipe production by pressing. Ways to increase the stability of the tube press tool. *XIII All-Ukrainian conference "Young scientists 2023 - from theory to practice"*. Dnipro, March 23, 2023.

7. Kryvchyk, L. S., & Khokhlova, T. S. (2019). The use of chemical and thermal treatment to improve the operational properties of the pipe press tool. *Materials of the All-Ukrainian Conference "Youth and Science. The practice of innovative search"* National Metallurgical Academy of Ukraine, Dnipro, December 18, 2019, 72-76

8. Kryvchyk, L. S., Pinchuk, V. L., & Khokhlova, T. S. (2021). Ways of strengthening the pipe press tool for the production of corrosion-resistant pipes in order to improve its operational characteristics. *V International International Practical Conference THEORY AND PRACTICE OF SCIENCE: KEY ASPECTS*. Rome. Italy. November 7-8, 2021, 349-371

9. Kryvchyk, L. S., Pinchuk, V. L., Khokhlova, T. S., Stolbovy, V. O., & Deineko, L. M. (2021). Strengthening of pipe tools by carrying out combined processing - ion nitriding with application of wear-resistant coatings. *IV International Conference "Innovative technologies in science and education. European experience"*, Helsinki, Finland. November 2021

10. Kryvchyk, L. S., Pinchuk, V. L., Khokhlova, T. S., & Stolbovyi, V. O. (2021). Strengthening of the tool for cold roller rolling of corrosion-resistant pipes by chemical-thermal treatment and application of wear-resistant coatings. *XVI international conference "Quality strategy in industry and education"*, Bulgaria Technical University of Varna, May 31 - June 03 2021, 88 -95

11. Kryvchyk, L. S., Pinchuk, V. L., & Khokhlova, T. S. (2020). The choice of strengthening technology of the pipe press tool for the production of stainless pipes. *VIII International scientific and practical conference "Modern problems in science"*, Prague, Czech Republic, November 9-12, 2020, 699-707

12. Kryvchyk, L. S., Khokhlova, T. S., Pinchuk, V. L., & Karpova, T. P. (2019). A tool for pressing stainless pipes and its heat treatment technology. *Proceedings of the 3rd International Conference "Innovative Technologies in Science and Education. European experience"*, Netherlands, Amsterdam, November 12-14, 2019, 252-258

13. Lomino, S., Ovcharenko, V. D., Polyakova, G. N., Andreev, A. A., & Shulaev, A. M. (2002). Interelectrode plasma of a vacuum arc in a nitrogen atmosphere. *Sat. acc. 5th International of the symposium "Vacuum technologies and systems", ISVTE-5*, Kharkiv, 202-222

14. Brading, H. J., Morton, P. H, & Earweaker, G. (1992). Plasma-nitriding with nitrogen, hydrogen and argon gasmixtures: Structure and composition of coating. *Surf. Eng*., 8(3), 206-211

15. Lakhtin, Yu. M., & Krymsky, Yu. N. (1968). *Physical processes during ion nitriding. Protective coatings on metals*, 2, 225-229

16. Biro, A. S. (2013). Trends of nitriding processes. *Production Processes and Systems*, 6(1), 57-66

17. Axinte, M., Nejneru, C., Perju, M. C., Cimpoeşu, N., & Hopulele, I. (2011). Research on hollow cathode effect and edge effect avoidance in plasma nitriding treatment. *Tehnomus New Technologies and Products in Machine Manufacturing Technologies*, (18), Suceava,181-184

18. Yao, S. H. (2005). Evaluation of TiN/AlN nano-multilayer coatings on drills

used for micro- drilling. *Surface and Coatings Technology*, 197, 351-357

19. Sablev, L. P., Lomino, N. S., Stupak, R. Y., Andreev, A. A., & Chikryzhov, A. A. (2005). Two-stage vacuum-arc discharge: characteristics and methods of creation. Sat. acc. *6th International conf. "Equipment and technologies of heat treatment of metals and alloys"*. Kharkov. Part 2, 159-169

20. Kartmazov, G. N., & Andreev, A. A. (2008). Formation of TiNx-CrNx-coated nanolayers by vacuum-arc deposition method. *Sat. acc. Kharkov nanotechnological assembly "Nanotechnologies-2008"*. National Center of Khfty. P. 226-238

21. Stolbovy, V. O. (2021). Physico-technological foundations of the formation of multilayer nanostructured vacuum-arc coatings based on nitrides of refractory metals: autoref. thesis for obtaining sciences. degree of Dr. Tech. Sciences: 01.04.07. Kharkiv

22. Kryvchyk, L. S., Khokhlova, T. S., Pinchuk, V. L., Deineko, L. M., & Stolbovy, V. O. (2022). Strengthening the pipe press tool for the production of corrosion-resistant pipes by applying wear-resistant nanocoatings. *Collection of scientific works "Nanosystems, nanotechnologies and nanomaterials"*, Institute of Metallophysics named after G.V. Kurdyumov of the National Academy of Sciences of Ukraine, 20(3), 693-714

23. Kulikov, I. V. (2011). Influence of technological factors on the quality of pipes obtained by the method of hot pressing: dissertation. ... candidate technical Sciences: 05.16.01. Kharkiv National Technical University of Agriculture named after Petro Vasylenko

V. O. Stolbovy[1], D. Sc. (Tech.), ORCID 0000-0001-7734- 0642
L. M. Deineko[2], D. Sc. (Tech.), Professor, ORCID 0000-0002-1177-3055
V. L. Pinchuk[3], Teacher-methodist, ORCID 0000-0001-8257-9252
L. S. Kryvchyk[3], Ph. D. (Tech.), ORCID 0000-0002-7769-3808
T. S. Khokhlova[2], Ph. D. (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-6683-4572

[1] *Kharkiv Institute of Physics and Technology of the National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *Ukrainian State University of Science and Technology*
[3] *Nikopol Vocational College of Ukrainian State University of Science and Technology*

USE OF WEAR-RESISTANT COATINGS FOR STRENGTHENING PIPE TOOLS FOR THE PRODUCTION OF PIPES BY PRESSING FROM HIGH ALLOY STEEL

Abstract. In Ukraine, the production of pipes is one of the most important branches of industry. These are the oil, gas, food, chemical, machine-building, aviation, and construction materials industries. Pipes made of highly alloyed, corrosion-resistant steels are especially widely used. The process of producing steel pipes by pressing on hydraulic presses has become widespread. When pressed, the metal undergoes three-way compression, so it exhibits high plasticity, which is especially important for highly alloyed steels that are difficult to deform. In contrast to pipe rolling plants, it is possible to obtain pipes with a thinner wall and smaller diameter on presses,

especially when reducing and calibrating mills are used on pipe pressing plants. The tube press tool is subject to intensive wear. According to the conditions of operation, press needles and matrices belong to a heavily loaded tool, since they are in contact with the metal being pressed. The possibility of obtaining a high coefficient of extraction during pressing is due to a favorable scheme of the stressed state of the metal in the process of deformation, as a result of which the metal undergoes large degrees of deformation without destruction. However, to implement the pressing process with a large amount of extraction, it is necessary to add a large pressure, regulated by the resistance of the metal to plastic deformation and the amount of friction force at the contact boundary of the deformed metal with the tool. Production of steel pipes by pressing is carried out on pipe press units with a vertical mechanical press (VMP) or with a hydraulic horizontal press (HGP). The working tool of pipe-profile presses works in conditions of high temperatures, impact and sign-changing loads, significant specific pressure, therefore the material for making the tool must have increased strength, viscosity, and heat resistance. When pressing pipes made of highly alloyed, corrosion-resistant steels, there is a low stability of the pipe tool, which requires frequent adjustments of the equipment and stops of the press. Conventional thermosetting technologies (hardening with tempering) do not provide sufficient properties of the pipe press tool. Therefore, the search for rational technologies of thermal strengthening and application of wear-resistant microstructural coatings significantly increases the operational properties and service life of the pipe press tool, which is confirmed by the results of industrial tests at the operating enterprises of Ukraine. The purpose of the work is to improve the strengthening technologies of the pipe tool for pressing pipes made of high-alloy steels, which are difficult to deform, and to study the patterns of structure formation in the metal of the main pipe press tool - matrix rings for pressing pipes on pipe press installations and their effect on the mechanical properties to improve the quality and performance of the tool.

Key words: Technology, coating, hardening, strength, microhardness, tool steels.

For citation: Stolbovy, V. O., Deineko, L. M., Pinchuk, V. L., Kryvchyk, L. S., & Khokhlova, T. S. (2023). Use of wear-resistant coatings for strengthening pipe tools for the production of pipes by pressing from high alloy steel. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 490-504. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-490-504

Стаття надійшла до редакції збірника 13.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-505-521
УДК 691.735:621.893

К. І. Узлов[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0003-0744-9890
С. І. Реп'ях[1], д.т.н., проф., ORCID 0000-0003-0203-4135
Т. В. Кімстач[1,2], к.т.н., доц., ORCID 0000-0002-8993-201X
О. А. Сафронова[2], м.н.с., аспірант, ORCID 0000-0002-4032-4275
В. Ф. Мазорчук[1], к.т.н., доц, ORCID 0000-0002-8512-0727
А. П. Білий[1], аспірант, ORCID 0000-0003-2905-7046

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

ТРИБОТЕХНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ СПЛАВУ БрО3А3 В УМОВАХ СУХОГО ТЕРТЯ

Анотація. В наявний час для виробництва підшипників найбільш часто використовують свинцеві та олов'яні бронзи, що зумовлено їх високим рівнем триботехнічних властивостей та надійністю в експлуатації. Разом з тим, заборона у Європейському союзі використання свинцю у будь яких виробах призвела до необхідності пошуку екологічно безпечних бронз з аналогічним або підвищеним рівнем триботехнічних властивостей. Перспективним напрямом вирішення даної проблеми є бронза БрО3А3, мікроструктура якої повністю відповідає вимогам до підшипникових сплавів. Проте на сьогодні триботехнічні властивості бронзи БрО3А3 не досліджені. Тому, завдання з дослідження триботехнічних властивостей литої бронзи БрО3А3 у якості підшипникового сплаву є актуальним. Мета роботи –встановити величини відносної зносостійкості та коефіцієнту тертя, як параметрів за якими можливо рекомендувати використовувати литу бронзу марки БрО3А3 як антифрикційний матеріал. Випробування на зносостійкість за схемою «диск-диск» проводили відповідно до вимог Державних та Міжнародних стандартів на машині мод. СМЦ-2 при навантаженні 45 кг (441 Н) в умовах тертя-кочення з проковзуванням 10% при кімнатних температурах. Триботехнічні випробування зразків досліджуваних бронз за схемою «куля-диск» проводили в умовах сухого тертя-ковзання на машині тертя «Micron-tribo» відповідно до Міжнародних стандартів DIN 50324 та ISO 20808. Мікроструктуру вивчали за допомогою оптичного мікроскопа NEOPHOT 21 зі збільшенням до 1000 крат. За результатами дослідження встановлено, що порівняно з бронзами БрО5Ц5С5 та БрА9Ж3Л бронза БрО3А3 характеризується більш високим рівнем опору зношуванню при терті по-сухому, що зумовлено наявністю у її структурі твердої, але пластичної фази β-Cu_5Sn. Величина коефіцієнту тертя бронзи БрО3А3 співпадає з аналогічним коефіцієнтом бронзи БрО5Ц5С5 і нижче ніж у чистої міді та бронз марок БрО8, БрА5 і БрА9Ж3Л. При цьому, з підвищенням вмісту як олова (від 3 до 4% за масою), так і алюмінію (від 3 до 4% за масою) коефіцієнт тертя бронзи БрО3А3 знижується з 0,28 до 0,25. Результати досліджень є підставою рекомендувати бронзу БрО3А3 у якості триботехнічного матеріалу в вузлах тертя на заміну не тільки свинцевих бронз та бронзи БрО5Ц5С5, але і бронзи марки БрА9Ж3Л.

Ключові слова: бронза, зносостійкість, тертя, маса, фаза, алюміній, олово, свинець.

Посилання для цитування: Триботехнічні властивості сплаву БрО3А3 в умовах сухого тертя / К. І. Узлов, С. І. Реп'ях, Т. В. Кімстач, О. А. Сафронова, В. Ф. Мазорчук, А. П. Білий // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 505-521. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-505-521

Стан питання. Велика різноманітність умов роботи пар тертя і видів їх зношування зумовили необхідність розробки антифрикційних металевих матеріалів з різним рівнем тих чи інших властивостей, застосування різних мастильних матеріалів, способів зміцнення поверхонь, що труться, і т.п., що витікає з аналізу даних табл. 1 [1].

Таблиця 1 – Характеристика антифрикційних сплавів [1].

Марка матеріалу	НВ	Коефіцієнт тертя матеріалу по сталі		Припустимі режими роботи матеріалу (не більше)		
		без мастильного матеріалу	зі змащувальним матеріалом	p, МПа	w, м/с	p·w, МПа·м/с
Бабіти						
Б83	30	0,07-0,12	0,004-0,006	15	50	75
Б16	30			10	30	3
БК2	32			15	15	6
Бронзи						
БрО10Ф1	100	0,1-0,2	0,004-0,009	15	10	15
БрО5Ц5С5	60			8	3	12
БрС30	25			25	12	30
Латуні						
ЛЦ16К4	100	0,15-0,24	0,009-0,016	12	2	10
ЛЦ38Мц2С2	60			10,6	1	10
Алюмінієвий сплав						
АО9-2	31	0,10-0,15	0,008	25	20	100
Антифрикційні сірі чавуни						
АЧС-1	220	0,12-0,23	0,008	2,5	5	10
АЧС-3	160		0,016	6	0,75	5

Примітки p – тиск; w -швидкість руху вала; p·w - питома потужність тертя.

На сьогоднішній день усі металеві антифрикційні матеріали (сплави) ділять на два типи [1-3].

1) сплави з м'якою матрицею та твердими включеннями;

2) сплави з твердою матрицею та м'якими включеннями.

При цьому, за інших рівних умов, перевагу, як правило, віддають

антифрикційним сплавам з високою теплопровідністю, корозійною стійкістю та міцністю [4, 5].

До сплавів першого типу відносять бабіти, бронзи та латуні. М'яка матриця цих сплавів під час тертя забезпечує їм хорошу прироблюваність і мікрорельєф поверхні, що сприяє збільшенню надходження рідкого мастила до ділянок тертя і тепловідведення від них. При цьому тверді включення в м'якій матриці сприймають зовнішнє навантаження, зберігаючи її несучу здатність при терті.

Класичною мікроструктурою підшипникового матеріалу характеризується бронза БрСН60-2,5. У цій бронзі м'яка фаза представлена свинцем, а тверда – міддю. Нікель у бронзу доданий з метою ініціювання виникнення тонкорозгалужених дендритів з первинних кристалів міді, що при кристалізації сплаву ускладнює ліквацію в ньому як міді, так і свинцю.

Порівняно з бабітами олов'яні та олов'яно-цинково-свинцеві бронзи [6] характеризуються нижчим рівнем антифрикційних властивостей і призначені для експлуатації за меншої інтенсивності зовнішнього впливу. Крім цього, у таких бронз низька корозійна стійкість у маслах і відносно висока вартість. У ряді випадків бронзи у вузлах тертя замінюють латунями, які в порівнянні з бронзами, маючи нижчі рівні антифрикційних властивостей, працюють виключно в умовах ще меншої питомої потужності тертя.

До сплавів другого типу відносять свинцеву бронзу БрС30, алюмінієвий сплав з 9%Sn і 2%Cu (за масою) і антифрикційні сірі чавуни.

У структурі антифрикційних чавунів включення м’якого чистого графіту під час тертя утворюють антизадирну плівку [7]. Такі чавуни відносно дешеві, але мають істотні недоліки у числі яких: погана прироблюваність, завелика чутливість до дефіциту мастильного матеріалу між поверхнями тертя, низька стійкість до впливу ударного навантаження, недоцільність їх використання в умовах великих навантажень.

На відміну від чавунів, антифрикційні сплави системи Al-Sn працюють при найбільшій питомій потужності тертя, що, на думку ряду дослідників, обумовлено здатністю олова виконувати функції твердого мастила без рідкого. Тим не менш, використання антифрикційних сплавів системи Al-Sn, а також Al-Pb або Al-Zn також обмежено, що пов’язано з їх низькою ливарною технологічністю.

В області виробництва підшипників тертя найбільшого поширення знайшли свинцеві бронзи, як матеріал з найвищим з відомих бронз рівнем антифрикційних властивостей та необхідним рівнем механічних властивостей, що витікає з аналізу даних табл. 2 [1-3, 6].

Таблиця 2 – Властивості найбільш поширених марок триботехнічних бронз [1-3, 6].

Марка бронзи	Властивості					
	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ, %	KCU, кДж/м^2	НВ, МПа	Коефіцієнт тертя без змащення
Ливарні свинцеві бронзи (заливка в піщану форму)						
БрС30	60-80	30-60	4-6	76,5	245	0,165
БрС60Н2,5	30	–	5	–	140	–
Ливарні свинцево-олов'яні бронзи (заливка в піщану форму)						
БрО5С25	115-135	80-100	4-6	78	440-540	0,14
БрО8С12	145-175	100	3-8	98-137	685-690	0,10
Ливарні олов'яні бронзи (заливка в піщану форму)						
БрО6Ц6С3	145-195	–	8-12	225	590	0,16
БрО5Ц5С5	147	–	6	–	588	0,26
Ливарні алюмінієві бронзи (заливка в піщану форму)						
БрА9Ж3Л	392		10	196	980	0,18

Такий рівень триботехнічних властивостей зумовлений наявністю в структурі цих бронз мікровключень пластичного свинцю у чистому вигляді.

Свинцева бронза БрС30 має високу теплопровідність та опір втоми, витримує дуже високі питомі навантаження [6], може працювати при температурах до 320 °С. За рівнем пластичності, приробляваності та антифрикційним властивостям бронза БрС30 поступається бабіту Б83 [8, 9], характеризується низькою корозійною стійкістю в органічних кислотах.

Свинцеві та олов'яні бронзи, завдяки високим триботехнічним властивостям та надійності і на сьогодні залишаються основним матеріалом для виготовлення елементів тертя більшості промислових машин, агрегатів та механізмів затребуваність яких неухильно зростає, зокрема, у гірничо-видобувній промисловості, машино- та верстатобудуванні. Тим не менш, на сьогодні у Європейському союзі свинець признано екологічно неприпустимим матеріалом у будь якому виробі. Тому пошук або розробка антифрикційного матеріалу-замінника свинцевої бронзи є актуальним завданням вже сьогодні.

З числа конструкційних бронз у якості антифрикційного матеріалу, що працює при великих навантаженнях, часто застосовують і алюмінієву бронзу БрА9Ж3Л, яка має не найкращі антифрикційні показники, корозійну стійкість, ливарну технологічність, але є достатньо міцною та надійною (див. табл. 2).

Таким чином, у антифрикційного сплаву найкращою мікроструктурою є та, у якої в пластичній (м'якій) основі вкраплені

тверді, але все ж таки відносно пластичні, кристали другої фази, а сама структура міцна, дрібнозерниста і однорідна. Такі кристали забезпечують сплаву малий коефіцієнт тертя і, відповідно, малий зношування, а пластична основа при цьому забезпечує хороше опрацювання та пом'якшення ударного навантаження.

З цієї точки зору, на сьогодні найбільш перспективна нова бронза БрО3А3, яка має високу корозійну стійкість, твердість і необхідний рівень механічних властивостей, що витікає з даних табл. 3, а також високі ливарні властивості та технологічні щодо механічної обробки лезовим інструментом.

Таблиця 3 – Хімічний склад і механічні властивості бронзи БрО3А3 [10].

Вміст елементів, мас. %			Механічні властивості				
Sn	Al	Cu	σ_B, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ_5, %	KCU, Дж/см^2	НВ, МПа
3-4	3-4	Решта	220-300	115-130	20-30	57-62	680-750

Тим не менш, на сьогодні будь-які дані щодо триботехнічних показників бронзи БрО3А3, зокрема показників зношування та коефіцієнта тертя в умовах тертя по-сухому пари бронза-сталь, відсутні, як і відсутній опис механізму зношування цієї бронзи під дією тертя, що є основою для проведення відповідних досліджень.

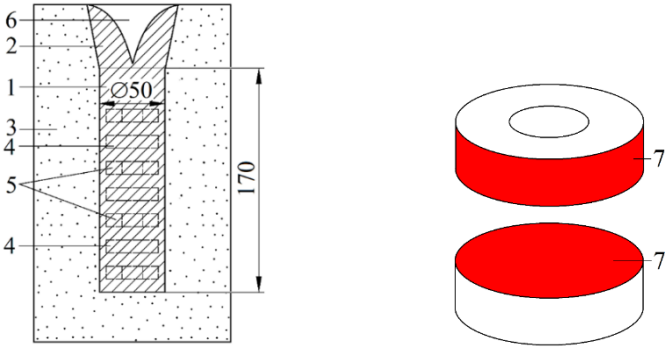
Мета дослідження – встановлення величин відносної зносостійкості та коефіцієнту тертя як параметрів за якими можливо рекомендувати використовувати литу бронзу марки БрО3А3 як антифрикційний матеріал.

Методика дослідження. Зносостійкість визначали на зразках, які були виготовлені з бронз марок БрО5Ц5С5, БрА9Ж3Л та БрО3А3, коефіцієнта тертя – на зразках з міді М2 та бронз БрО3А3, БрА7, БрО8, БрА9Ж3Л, БрО5Ц5С5 ∅40×10 мм. Зразки виготовляли з виливків ∅50×170 мм, що були відлиті у ливарні форми з піщано-рідкоскляної суміші за схемою на рис. 1.

Плавку бронз проводили в графітовому тиглі індукційної печі металоємністю 3 кг (по міді) під шаром деревного вугілля. У якості шихти використовували мідь марки М1, олово марки О2, свинець марки С3, сталь марки Ст3, цинк марки Ц1, алюміній марки А7. Розплави бронз перед випуском з печі перегрівали на 100…120 °С вище їх температури ліквідус. Розкислення розплавів бронз марок БрО5Ц5С5 та БрА9Ж3Л проводили фосфористою міддю, розплав бронзи БрО3А3 не розкислювали.

Після охолодження до кімнатної температури з виливків виготовляли зразки на зносостійкість та коефіцієнт тертя, забезпечуючи

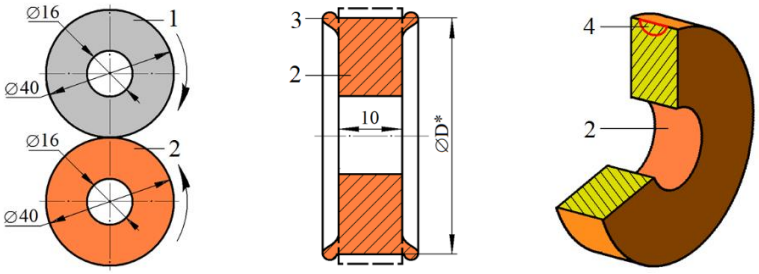
при цьому шорсткість їх робочих поверхонь (див. рис. 1,б) на рівні 2,5…3,2 мкм.



а б

Рисунок 1 – Схема виливка у ливарній формі та вирізки зразків: 1 – виливок; 2 –надставка; 3 – ливарна форма; 4 – зразки для визначення коефіцієнту тертя; 5 – зразки для визначення зношування; 6 – усадкова раковина; 7 – робочі поверхні зразків (зафарбовано червоним кольором).

Випробування на зносостійкість за схемою «диск-диск» проводили відповідно до ASTM G65-16(2021) «Standard Test Method for Measuring Abrasion» та ASTM G99-17 «Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus» на машині моделі СМЦ-2 при навантаженні 45 кг (441 Н) в умовах тертя-кочення з проковзуванням при кімнатній температурі за схемою на рис. 2, а.



а б в

Рисунок 2 – Схема проведення випробувань на зносостійкість (а), схема виміру діаметра зразка після завершення його випробувань (б), схема розташування ділянки шліфа для мікроструктурних досліджень (в): 1 – контртіло; 2 – зразок; 3 – гребінці раскатки зразка; 4 – ділянка дослідження мікроструктури поверхневого шару зразка.

Контакт контртіла та зразка (див. рис. 2,а) здійснювали по їх зовнішній поверхні. Випробування проводили у два етапи. Перший етап – припрацювання поверхонь катання зразків впродовж 10000 циклів обертання під навантаженням. Другий етап – основне випробування, для чого контактуючу поверхню зразків очищали етиловим спиртом та зважували зразок з точністю до 0,0001 г з метою визначення його початкової маси m_0. Після встановлення зразків при холостому ході (без навантаження) проводили регулювання діапазону вимірювання моменту тертя за шкалою електронного потенціометра, виставляли момент тертя та проводили навантаження зразка.

Випробування проводили при коефіцієнті прослизання 10 %, база випробувань за умовами сухого тертя складала $1{,}05 \cdot 10^5$ циклів, частота обертання нижнього шпинделя становила 300 $хв^{-1}$. У якості контр тіла використовували сталевий диск з твердістю 405 НВ та шорсткістю поверхні 2,5 мкм.

Критерієм оцінки опору зношуванню бронзи під час випробувань була прийнята відносна втрата маси зразка та відносне зменшення його зовнішнього діаметру D* (див. рис. 2,б).

Відносний зношування за масою зразка розраховували за формулою:

$$\Delta m = 100 \cdot (1 - m_K / m_0), \quad (1)$$

де Δm – відносна втрата маси (знос) зразка при випробуваннях, %; m_0 – початкова маса зразка, г; $m_к$ – кінцева маса зразка, г.

Відносний зношування за діаметром розраховували за формулою:

$$\Delta D = 100 \cdot (1 - D^*/40), \quad (2)$$

Мікроструктуру зразків досліджували на ділянки, позначеною на рис. 2, в. Шліфи для досліджень готували стандартними методами відповідно до вимог ASTM E3 - 11(2017) «Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens» з використанням послідовної механічної [11] та електролітичної поліровок [12]. Хімічне травлення здійснювали у розчині 3,5 г $FeCl_3$ + 25 мл HCl +75 мл C_2H_5OH за режимами, які надані у роботах [12-14] Структуру досліджували на оптичному мікроскопі NEOPHOT 21 зі збільшенням ×100; ×200 та ×1000.

Коефіцієнти тертя бронз визначали за схемою «куля-диск» в умовах сухого тертя-ковзання на машині тертя «Micron-tribo» у відповідності до стандартів DIN 50324 «Tribology; testing of friction and wear model test for sliding friction of solids (ball-on-disc system)» та ISO 20808 «Fine ceramics (advanced ceramics, advanced technical ceramics) – Determination of friction and wear characteristics of monolithic ceramics by ball-on-disc method».

Схема випробувань на машині «Micron-tribo» представлена на рис. 3.

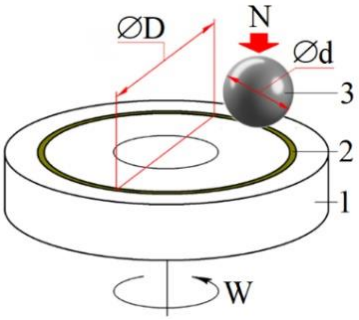


Рисунок 3 – Схема випробувань на машині тертя «Micron-tribo»: N – навантаження на кулю діаметром d, D – діаметр доріжки тертя отриманої при обертанні зразка зі швидкістю W: 1 – зразок; 2 - доріжка тертя; 3 – сталева куля.

Дослідження проводили на бронзових зразках ∅40х10 мм, вирізаних з виливків, що були залиті у ливарні форми з піщано-рідкоскляної суміші.

Випробування зразків на трибометрі проводилися з наступними параметрами: навантаження (N) – 200 гр (1,961 Н), кількість обертів диску (W) – 100, кількість обертів для проміжної зупинки (w) – 20, діаметр доріжки (D) – 7 мм. Контртілом у випробуваннях була кулька діаметром (d) 3 мм зі сталі ШХ15. Коефіцієнт тертя (k) розраховували за формулою:

$$k = \frac{F}{N}, \tag{3}$$

де F – сила тертя, Н; N - навантаження на кульку, Н.

Вплив хімічного складу бронзи на коефіцієнт тертя (k) оцінювали за експериментальними даними припускаючи, що такі залежності мають лінійний характер і, отже, можуть бути описані рівнянням лінійного типу наступного виду:

$$y_i = A_1 \cdot x_1 + A_2 \cdot x_2 + A_3 \cdot x_3 + A_4 \cdot (x_2 \cdot x_3)^{\alpha}, \tag{4}$$

де A_1 ... A_7 - коефіцієнти регресії; $x_1 \ldots x_3$ – масова частка компонента у бронзі (%); α – амбівалентна складова рівняння, яка відображає сумісну взаємодію компонента x_2 та компонента x_3 у бронзі на коефіцієнт k (величину α визначали емпірично за результатами аналізу експериментальних даних з точки зору адекватності моделі (4).

Результати випробувань обробляли шляхом розв’язання системи лінійних алгебраїчних рівнянь за методом Крамера [15].

Результати. За результатами досліджень на зношування встановлено, що зразки з числа досліджуваних бронз (БрО5Ц5С5 та БрА9Ж3Л) зразки бронзи БрО3А3 мали найменшу відносну втрату маси та вихідного діаметра про що свідчать залежності на рис. 4 та рис. 5.

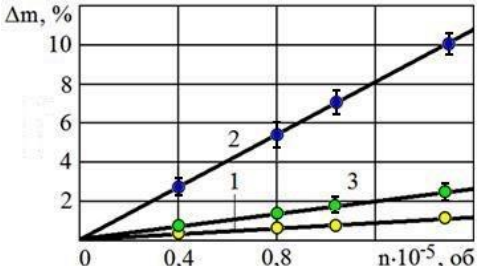


Рисунок 4 – Залежність зниження відносної маси зразків бронзи БрО3А3 (1), БрО5Ц5С5 (2), БрА9Ж3Л (3) від числа циклів їх контактного обертання.

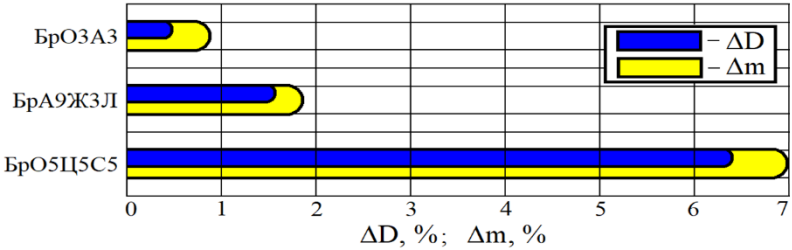


Рисунок 5 – Гістограма відносного зменшення вихідного діаметру (ΔD) та маси (Δm) бронзових зразків за час сухого тертя (після $1{,}05 \cdot 10^5$ обертів).

Таким чином, відповідно до рис. 5, бронза БрО3А3 має більш високий рівень опору зношування при сухому терті (відносна втрата маси - 0,8 %, діаметру - 0,5 % від їх вихідних величин) порівняно з бронзами БрО5Ц5С5 (відповідно, 7,0 % і 6,3 %) та БрА9Ж3Л (відповідно 1,7 % і 1,5 %). При цьому, залежності зниження відносної маси зразків з будь якої досліджуваної бронзи від кількості обертів мають лінійний характер.

Вигляд робочої поверхні зразків з бронзи БрО5Ц5С5 та БрА9Ж3Л по завершенню випробувань практично ідентичний. В той же час, вигляд робочої поверхні зразків з бронзи БрО3А3 відрізняється від вигляду робочих поверхонь зразків з інших досліджуваних бронз, що свідчать зображення на рис. 6.

Тобто, якщо на робочій поверхні зразків з бронз БрО5Ц5С5 та БрА9Ж3Л присутні локальні вириви (див. рис. 6,б), а колір поверхні залишився таким як і до початку випробувань, то у зразків з бронзи БрО3А3 робочі поверхні вкриті темно-коричневими плямами витягнутої форми, які розділені між собою мережею борозенок (див рис. 6,г).



а б в г

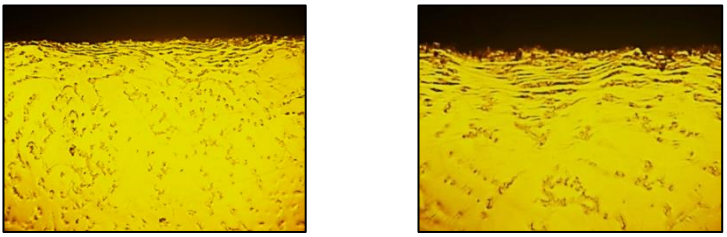
Рисунок 6 - Вигляд зразків (а, в) та поверхні їх тертя з контртілом (б, г) після випробувань з бронзи БрО5Ц5С5 (а, б) та БрО3А3 (в, г).

Типові структурні стани, що притаманні зразкам після випробувань на зносостійкість представлені на рис. 7, а мікроструктура поверхневого шару зразка з бронзи БрО3А3 після закінчення його випробувань на сухе тертя представлена на рис. 8.



а б в

Рисунок 7 – Мікроструктури зразків бронзи БрО3А3 (а), БрО5Ц5С5 (б), БрА9Ж3Л (в), ×1000.



×100 ×200

Рисунок 8 – Мікроструктура поверхневого шару зразка із бронзи БрО3А3 після закінчення його випробувань на сухе тертя.

Як свідчать результати досліджень [10], бронза БрО3А3 має двофазну структуру – α-Cu^{I} та β-Cu_5Sn (див. рис. 7, а). Бронза БрО5Ц5С5 складається з α-Cu твердого розчину, залишкової від евтектоїдної реакції фази β-Cu_5Sn та продуктів її евтектоїдного перетворення
α-Cu+δ-$Cu_{31}Sn_8$, а також кристалів Pb (див. рис. 7, б). Мікроструктура

алюміній-залізної бронзи БрА9Ж3Л представлена α-Cu первинними кристалами та продуктами евтектоїдного перетворення β-Cu_3Al→ α-Cu+γ_2-Cu_9Al_4 (див. рис. 7, в) [16].

З цього витікає, що бронзи БрО5Ц5С5 та БрА9Ж3Л поступаються бронзі БрО3А3 за показниками зносостійкості через те, що у їх складі присутні дрібно-диференційовані кристали твердих і крихких фаз δ-$Cu_{31}Sn_8$ (в евтектоїдних структурних складових) у бронзі БрО5Ц5С5 та γ_2-Cu_9Al_4 у бронзі БрА9Ж3Л [16]. В той самий час, стабілізована фаза β-Cu_5Sn (Hμ=4985…5275 МПа) в бронзі БрО3А3 у якості твердої, зносостійкої, армуючої складової зберігається в структурі без твердофазного перетворення і має подібну за сингонією до α-Cu (Hμ=1142…1887 МПа) твердого розчину ОЦК гратку [17]. Як результат (див. рис. 8), стабілізована фаза β-Cu_5Sn в бронзі БрО3А3 під час тертя переважно залишається у матриці бронзи – α-Cu, накопичуючись у поверхневому шарі робочої поверхні, а сама α-Cu фаза завдяки своїй пластичності для твердої, але не крихкої β-Cu_5Sn-фази у даному випадку є змащувальним матеріалом в осередку деформації.

Виходячи з викладеного вище, можна припустити, що механізм зношування бронзи БрО3А3 складається з 4 етапів, схематичне зображення яких представлені на рис. 9.

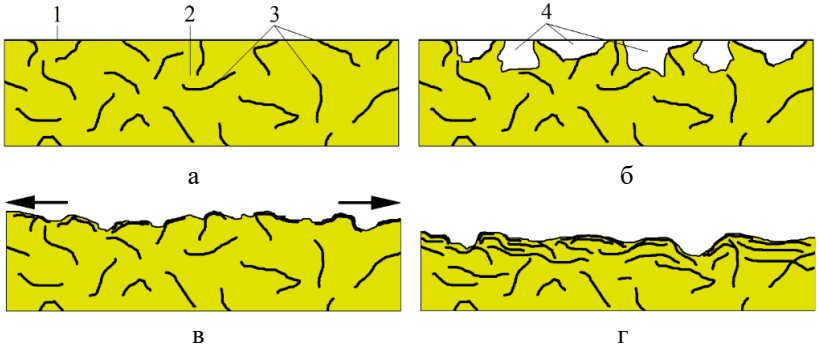


Рисунок 9 – Схема зношування поверхневого шару зразка до початку випробувань (а), на початку випробувань (б), впродовж випробувань (в), по завершенню випробувань (г): 1 - поверхня контаку зразка з контртілом; 2 - α-Cu^I фаза; 3 - β-Cu_5Sn фаза; 4 - локальні вириви з поверхні зразка α-Cu^I фази.

Етап 1 (до початку випробувань) – на поверхні тертя, у підповерхневому шарі та у глибині зразка мікроструктура однакова (див. рис. 9,а).

Етап 2 (початок випробувань) – за рахунок навантаження на зразок та його обертання в області осередка деформації поверхневий шар починає деформуватися, що циклічно супроводжується пластичною

течією бронзи з-під осередка деформації, виникають адгезійні сили між поверхнею контртіла та зразка, які у міру збільшення приводять до виривів з поверхні зразка часток α-Cu^I фази (див. рис. 9,б).

Етап 3 (випробування) – у міру зношування зразка за рахунок пластичної течії бронзи на торці зразків, втрати α-Cu^I фази тертям або виривом контртілом, кількість β-Cu_5Sn фази у поверхневому шарі зростає. При цьому ця тверда фаза, маючи високу пластичність, не викришується, а закочується у залишкову на поверхні α-Cu^I фазу. На цьому етапі суттєве підвищення твердої фази у поверхневому шарі призводить до зменшення зношування зразка та надає його робочій поверхні коричневого кольору (див. рис. 9,в).

Етап 4 (завершення випробування) – мікроструктура поверхневого шару по завершенню випробувань являє собою композитний матеріал у якому об'ємна доля твердої (β-Cu_5Sn) фази співставна з часткою пластичної (α-Cu^I) фази і є результатом багатофакторного процесу, притаманному виключно тертю по сухому та матеріалу у якому матриця під час тертя являє собою мастильний матеріал (див. рис. 9,г).

Для визначення впливу вмісту алюмінію та олова в бронзі в їх оптимізованих інтервалах концентрацій на коефіцієнт тертя сплаву БрО3А3 проти контртіла «кулька ШХ15» експериментально встановили величину k для зразків міді М2 та бронз БрО3А3, БрА7, БрО8.

Результати випробувань бронзи БрО3А3 були оброблені шляхом розв'язання системи лінійних алгебраїчних рівнянь за методом Крамера. Можливість використання метода Крамера у даній роботі пояснюється тим, що матриця коефіцієнтів при перемінних у математичній моделі (5) після цілеспрямованих перетворень приймає діагональний вигляд. Це дозволяє визначати відповідні невідомі.

Вихідні дані для складання системи лінійних алгебраїчних рівнянь та її розв'язання методом Крамера наведено в таблиці 4.

Таблиця 4 - Вихідні дані для складання системи лінійних рівнянь.

Cu, %	Al, %	Sn, %	$(Al \cdot Sn)^{\alpha}$	k
93,32	6,65	0,00	0,000	0,301
91,80	0,00	7,91	0,000	0,356
100,00	0,00	0,00	0,000	0,404
92,96	3,63	3,24	1,852	0,263

Обробку даних таблиці проводили розв'язанням вирішення наступної системи лінійних рівнянь:

$$\begin{cases} y_1 = A_1 \cdot 93{,}32 + A_2 \cdot 6{,}65 + A_3 \cdot 0{,}00 + A_4 \cdot 0{,}000, \\ y_2 = A_1 \cdot 91{,}80 + A_2 \cdot 0{,}00 + A_3 \cdot 7{,}91 + A_4 \cdot 0{,}000, \\ y_3 = A_1 \cdot 100{,}00 + A_2 \cdot 0{,}00 + A_3 \cdot 0{,}00 + A_4 \cdot 0{,}000, \\ y_4 = A_1 \cdot 92{,}96 + A_2 \cdot 3{,}63 + A_3 \cdot 3{,}24 + A_4 \cdot 1{,}852, \end{cases} \quad (5)$$

де величину α прийнято рівною 0,25.

Результат розв'язанням системи лінійних алгебраїчних рівнянь (визначення коефіцієнтів) методом Крамера має вигляд:

$$k=0{,}00404 \cdot Cu - 0{,}01143 \cdot Al - 0{,}00188 \cdot Sn - 0{,}03508 \cdot (Al \cdot Sn)^{0{,}25}, \quad (6)$$

де Cu, Al, Sn – масовий вміст у бронзі БрО3А3, відповідно, Cu, Al, Sn, %.

При цьому, межі змін вмісту основних компонентів у досліджених бронзах, що визначають можливість застосування формули (6), становлять Al< 6,65% та Sn< 7,91%.

Враховуючи, що оптимізований в наявній роботі сплав БрО3А3 містить олова та алюмінію 3…4 % (мас.) кожного, то вказані концентрації відповідають граничним масовим відсоткам основних компонентів у досліджених бронзах. Тобто залежність (6) можна використовувати для визначення та оптимізації показника коефіцієнта тертя за рахунок підбору відповідних масових значень основних компонентів бронзи БрО3А3.

Залежності коефіцієнта тертя ковзання потрійних сплавів БрО3А3 від вмісту в них алюмінію та олова представлені на рис. 10.

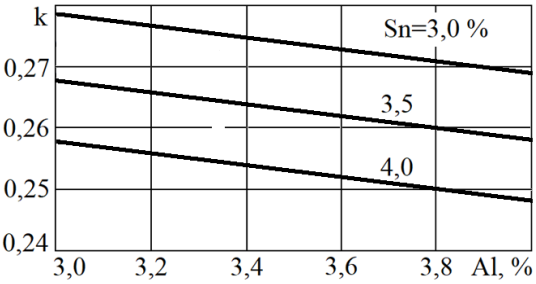


Рисунок 10 – Залежності коефіцієнта тертя-ковзання потрійних сплавів БрО3А3 від вмісту в них Al та Sn.

Аналіз ходу залежностей на рис. 10 свідчить, що коефіцієнт тертя бронзи БрО3А3 знижується з підвищенням в ній вмісту як олова, так і алюмінію. Така закономірність пояснюється тим, що зі збільшенням Al та Sn в бронзі кількість β-Cu_5Sn фази підвищується в її структурі і твердофазний її розпад не відбувається.

Результати визначення коефіцієнтів тертя «по-сухому» міді та інших

бронз проти контртіла «кулька ШХ15» за прийнятою методикою наведені в таблиці 5.

Аналіз даних табл. 5 свідчить про те, що величина коефіцієнта тертя сталі ШХ15 по бронзі БрО3А3 аналогічна величині для бронзи БрО5Ц5С5 і нижче, ніж у міді та бронз БрО8, БрА7 і БрА9Ж3Л.

Таблиця 5 – Коефіцієнт тертя «по-сухому» міді та бронз.

Марка бронзи, мідь	k	Марка бронзи	k
Мідь М2	0,400-0,408	БрА9Ж3Л	0,293-0,303
БрО8	0,336-0,356	БрО5Ц5С5	0,247-0,275
БрА7	0,282-0,301	БрО3А3	0,247-0,277

Висновки

1. Встановлено, що бронза БрО3А3 має більш високий рівень опору зношування при сухому терті (відносна втрата маси– 0,8 %, діаметру – 0,5 % від їх вихідних величин) порівняно з бронзами БрО5Ц5С5 (відповідно, 7,0 % і 6,3 %) та БрА9Ж3Л (відповідно 1,7 % і 1,5 %).

2. Вірогідно, що висока зносостійкість бронзи БрО3А3 зумовлена наявністю у її структурі твердої фази β-Cu_5Sn, яка під час сухого тертя за рахунок адгезійного вириву з структури м'яких (α-Cu) фрагментів бронзи та її пластичної течії під дією навантаження на неї не тільки накопичується у її поверхневому шарі, але і пошарово вибудовується вздовж напрямку течії бронзі.

3. Величина коефіцієнту тертя бронзи БрО3А3 складає 0,25…0,28, що співпадає з довідковими даними для бронзи БрО5Ц5С5. При цьому, з підвищенням вмісту як олова, так і алюмінію коефіцієнт тертя бронзи БрО3А3 знижується.

4. Отримані дані є підставою рекомендувати бронзу БрО3А3 у якості триботехнічного матеріалу в вузлах тертя замість відомих бронз марок БрО5Ц5С5 та БрА9Ж3Л.

Перелік посилань

1. *Материаловедение* : учебник для вузов / Под общ. ред. Б. Н. Арзамасова, Г. Г. Мухина. 5-е изд., стереотип. Москва : Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2003. 648 с.

2. Лахтин Ю. М. *Материаловедение и термическая обработка металлов*. Учебник для вузов. 3-е изд. Москва : Металлургия, 1983. 360 с.

3. Меркулова Г. А. *Металловедение и термическая обработка цветных сплавов* : учеб. пособ. Красноярск : Сиб. федер. ун-т, 2008. 312 с.

4. Microstructure and Properties of Thermally Sprayed Al-Sn-Based Alloys for Plain Bearing Applications / T. Marrocco, L. C. Driver, S. J. Harris, D. G. McCartney // *Journal of Thermal Spray Technology*. 2006. Vol. 15. No 4. P. 634-639.

5. Kryachek V. M. Sintered metals and alloys friction Composites: Traditions and New Solutions (review). II. Composite materials. *Powder metallurgy and Metal Ceramics*. 2005. Vol. 44. No. 1-2. P. 5-15.

6. Грешта В. Л., Лисиця О. В., Степанова Л. П. *Кольорові метали та сплави на їх основі* : навчальний посібник. Запоріжжя: ЗНТУ, 2014. 286 с.

7. Полухин М. С., Камынин В. В. Влияние структурных факторов на триботехнические свойства антифрикционных чугунов. *Вестник Воронежского государственного технического университета*. 2011. Т. 7. С. 43-47.

8. Тавров В. И. К обоснованию выбора материала для подшипника скольжения. Факторы, определяющие выбор материала. *Электронный научно-технический журнал Инженерный вестник*. 2012. № 12. 77- 48211/513921.

9. Гуляев А. П. *Металловедение*. Москва: Металлургия, 1986. 544 с.

10. Кімстач Т. В., Узлов К. І., Реп'ях С. І., Солоненко Л. І. Оптимізація вмісту олова та алюмінію в олов'яній бронзі за показниками механічних властивостей. *Металознавство та термічна обробка металів.* 2022. Т. 2. № 2 (97). С. 41–54. https://doi.org/10.30838/J.PMHTM.2413.050722.41.858

11. ASTM E3 – 11 (2017) Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens.

12. Попилов Л. Я., Зайцева Л. П. *Электрополирование и электротравление металлографических шлифов*. Москва : Металлургиздат, 1963. 410 с.

13. Коваленко В. С. *Металлографические реактивы*. Москва : Металлургия, 1981. 120 с.

14. Беккерт М., Клемм Х. *Способы металлографического травления : справочное издание*. [Перевод с нем.]. Москва : Металлургия, 1988. 400 с.

15. Гончаров О. А., Васильєва Л. В., Юнда А. М. *Чисельні методи розв'язання прикладних задач* : навч. посіб. Суми : Сумський державний університет, 2020. 142 с.

16. Узлов К. І., Реп'ях С. І., Дзюбіна А. В., Кімстач Т. В., Мовчан О. В. Аналіз відповідності нормативних вимог до алюмінієвих бронз закономірностям структуроутворення в системі Cu-Al. *Теорія і практика металургії.* 2019. №5 (122). С. 55–63. https://doi.org/10.34185/tpm.5.2019.07.7

17. Кімстач Т. В., Узлов К. І., Солоненко Л. І., Реп'ях С. І., Хричиков В. Є., Білий О. П., Білий А. П., Іванова Л. Х. Дослідження впливу домішок в бронзі БрО3А3 на її механічні властивості. *Теорія і практика металургії.* 2021. № 4 (129). С. 41–47. https://doi.org/10.34185/tpm.4.2021.05.

References

1. Arzamasov, B. N., Makarova, V. I., & Muhin, G. G. (2003). *Materialovedenie*. Publishing house of MSTU named after. N.E. Bauman

2. Lahtin, Yu. M. (1983). *Materialovedenie i termicheskaya obrabotka metallov*. Metallurgiya

3. Merkulova, G. A. (2008). *Metallovedenie i termicheskaya obrabotka cvetnyh splavov*. Sib. feder. University

4. Marrocco, T., Driver, L. C., Harris, S. J., & McCartney, D. G. (2006). Microstructure and Properties of Thermally Sprayed Al-Sn-Based Alloys for Plain Bearing Applications. *Journal of Thermal Spray Technology*, 15(4), 634-639

5. Kryachek, V. M. (2005) Sintered metals and alloys friction Composites: Traditions and New Solutions (review). II. Composite materials. *Powder metallurgy and Metal Ceramics*, 44, 1-2, 5-15

6. Hreshta, V. L., Lysytsia, O. V., & Stepanova, L. P. (2014) *Kolorovi metaly ta*

splavy na yikh osnovi. ZNTU

7. Poluhin, M. S., & Kamynin, V. V. (2011). Vliyanie strukturnyh faktorov na tribotekhnicheskie svojstva antifrikcionnyh chugunov. *Bulletin of Voronezh State Technical University*, 7, 43-47

8. Tavrov, V. I. (2012). K obosnovaniyu vybora materiala dlya podshipnika skol'zheniya. Faktory, opredelyayushchie vybor materiala. *Electronic scientific and technical journal Engineering Bulletin*, 12, 77- 48211/513921

9. Gulyaev, A. P. (1986). *Metallovedenie*.Metallurgy

10. Kimstach, T. V., Uzlov, K. I., Rep'yah, S. I., & Solonenko, L. I. (2022) Optimizing the content of tin and aluminum in tin bronze according to the indicators of mechanical properties indicators. *Metal science and thermal processing of metals*, 2 (97), 41–54. https://doi.org/10.30838/J.PMHTM.2413.050722.41.858

11. ASTM E3 - 11(2017) Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens

12. Popilov, L. Ya., & Zajceva, L. P. (1963) *Elektropolirovanie i elektrotravlenie metallograficheskih shlifov*. Metallurgizdat

13. Kovalenko, V. S. (1981). *Metallograficheskie reaktivy*. Metallurgizdat

14. Bekkert, M., & Klemm, H. (1988). Sposoby metallograficheskogo travleniya: spravochnoe izdanie. Metallurgizdat

15. Goncharov, O. A., Vasil'єva L. V., & Yunda, A. M. (2020). Chisel'ni metodi rozv'yazannya prikladnih zadach navch. posib [Numerical methods of solving applied problems: teaching. manual]. Sumy State University

16. Uzlov, K. I., Rep'yah, S. I., Dzyubina, A. V., Kimstach, T. V., & Movchan, O. V. (2019) Analiz vidpovidnosti normativnih vimog do alyuminiєvih bronz zakonomirnostyam strukturoutvorennya v sistemi Su-Al [Analysis of the compliance of regulatory requirements for aluminum bronzes with the patterns of structure formation in the Cu-Al system]. *Theory and practice of metallurgy*, 5 (122), 55–63. https://doi.org/10.34185/tpm.5.2019.07

17. Kimstach, T. V., Uzlov, K. I., Solonenko, L. I., Rep'yah, S. I., Hrichikov V., Bilij, O. P., Bilij A. P., & Ivanova, L. H. (2021). Doslidzhennya vplivu domishok v bronzi BrO3A3 na її mekhanichni vlastivosti [Study of the effect of impurities in BrO3A3 bronze on its mechanical properties]. *Theory and practice of metallurgy*, 4 (129), 41–47. https://doi.org/10.34185/tpm.4.2021.05

K. I. Uzlov[1], D. Sc. (Tech.), Prof., ORCID 0000-0003-0744-9890
S. I. Repyakh[1], D. Sc. (Tech.), Prof, ORCID 0000-0003-0203-4135
T. V. Kimstach[1,2], Ph. D. (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-8993-201X
O. A. Safronova[2], Junior Research, Ph. D. Student, ORCID 0000-0002-4032-4275
V. F. Mazorchuk[1], Ph. D. (Tech.), Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-8512-0727
A. P. Bilyi[1], Ph. D. Student, ORCID 0000-0003-2905-7046

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*
[2] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*

TRIBOTECHNICAL PROPERTIES OF BRO3A3 ALLOY UNDER DRY FRICTION CONDITIONS

Abstract. Currently, lead and tin bronzes are most often used for the production of bearings, which is due to their high level of tribotechnical properties and reliability in operation. At the same time, the ban in the European Union on the use of lead in any products led to the need to find environmentally safe bronzes with a similar or increased level of tribotechnical properties. A promising way to solve this problem is BrO3A3 bronze, the microstructure of which fully meets the requirements for bearing alloys. However, to date, the tribotechnical properties of BrO3A3 bronze have not been investigated. Therefore, the task of researching the tribotechnical properties of cast bronze BrO_3A_3 as a bearing alloy is urgent. The purpose of the work is to establish the values of relative wear resistance and friction coefficient, as parameters by which it is possible to recommend the use of cast bronze of the BrO3A3 brand as an antifriction material. Wear resistance tests according to the "disk-disk" scheme were carried out in accordance with the requirements of State and International standards on a mod machine. SMC-2 under a load of 45 kg (441 N) in friction-rolling conditions with a slip of 10% at room temperatures. Tribotechnical tests of the samples of the investigated bronzes according to the "ball-disc" scheme were carried out under dry friction-sliding conditions on the "Micron-tribo" friction machine in accordance with the International Standards DIN 50324 and ISO 20808. The microstructure was studied using a NEOPHOT 21 optical microscope with a magnification of up to 1000 times. According to the results of the study, it was found that compared to BrO5C5C5 and BrA9Zh3L bronzes, BrO3A3 bronze is characterized by a higher level of resistance to wear during dry rubbing, which is due to the presence of a hard but plastic phase in its structure β-Cu_5Sn. The value of the coefficient of friction of BrO3A3 bronze coincides with the similar coefficient of BrO5C5S5 bronze and is lower than that of pure copper and bronzes of BrO8, BrA5 and BrA9Zh3L brands. At the same time, with an increase in the content of both tin (from 3 to 4% by mass) and aluminum (from 3 to 4% by mass), the coefficient of friction of BrO3A3 bronze decreases from 0.28 to 0.25. The research results are a reason to recommend BrO3A3 bronze as a tribotechnical material in friction nodes to replace not only lead bronzes and BrO5C5S5 bronzes, but also BrA9Zh3L bronzes.

Key words: bronze, wear resistance, friction, mass, phase, aluminum, tin, lead.

For citation: Uzlov, K. I., Repyakh, S. I., Kimstach, T. V., Safronova, O. A., Mazorchuk, V. F., & Bilyi, A. P. (2023). Tribotechnical properties of BRO3A3 alloy under dry friction conditions. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 505-521. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-505-521

Стаття надійшла до редакції збірника 29.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-522-533
УДК 669.017:669.15.26.74-194:621.746

Н. Ю. Філоненко[1], д.ф.-м.н, с.н.с., ORCID 0000-0003-1219-348X
О. І. Бабаченко[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-4710-0343
Г. А. Кононенко[2], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0001-7446-4105

[1] *Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України*
[2] *ТОВ «Адитивні лазерні технології України»*

ВПЛИВ МІКРОЛЕГУВАННЯ ТИТАНОМ, АЛЮМІНІЄМ ТА АЗОТОМ ВУГЛЕЦЕВОЇ СТАЛІ НА ОСОБЛИВОСТІ СТРУКТУРИ ТА МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ

Анотація. Метою даної роботи було дослідити вплив мікролегування титаном, азотом та алюмінієм на комплекс механічних властивостей вуглецевих сталей з підвищеним вмістом марганцю та кремнію. Це пов'язано з тим, що в сучасних умовах розвитку техніки необхідні сталі з поліпшеними механічними та експлуатаційними властивостями. Дослідження були побудовані на порівнянні механічних властивостей відомих сталей марок 2, Т, дослідно промислової сталі марки К та сталей мікролегованих комплексами – алюміній, титан та азот; алюміній та азот на основі сталі марки К. Застосовували металографічний аналіз, визначення механічних властивостей, хімічний та мікрорентгеноспектральний аналізи. Показано, що комплексне мікролегування алюмінієм, титаном та азотом; алюмінієм, та азотом сталі марки К сприяє утворенню більш дрібнозернистої структури перліту та включень, у порівнянні зі сталями марок 2, Т та К. В структурі сталі марки К, яка мікролегована алюмінієм, титаном та азотом після лиття спостерігається утворення оксидів, нітридів, карбонітридів та багатошарових включень, які розташовані на границях зерен та в об’ємі зерна. Після повного циклу деформаційно-термічної обробки в структурі сталі залишаються карбіди, нітриди та карбонітриди титану. А в сталі на базі марки К, яка додатково мікролегована алюмінієм та азотом, після затвердіння відбувається утворення дрібнозернистої структури зі збільшеною об’ємною часткою перліту, утворення включень: оксидів, моносиліцидів марганцю та заліза; сульфідів та складних карбідів у порівнянні з відомими сталями марок К, 2 та Т. За результатами досліджень пропоновано сталь К2, що забезпечує високий комплекс механічних властивостей після прискореного охолодження з середньою швидкістю охолодження 11,0 °С/с від температури 850±10 °С та наступного відпуску при температурі 550±10 °С протягом 2 годин за рахунок збільшення дисперсності ферито-перлітної структури, що зміцнена дисперсними включеннями, у порівнянні зі сталлю К1. В сталі К2, показники міцності, твердості та ударної в’язкості на 10–15 % вищи за ті ж показники для сталі К1.

Ключові слова: мікроструктура, механічні випробування, сталі марок 2, Т, К, мікролегування алюмінієм, титаном, азотом.

Посилання для цитування: Філоненко Н. Ю, Бабаченко О. І., Кононенко Г. А. Вплив мікролегування титаном, алюмінієм та азотом вуглецевої сталі на особливості структури та механічні властивості. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 522-533. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-522-533

Стан питання. Сучасний етап розвитку техніки потребує розробки вуглецевих сталей з підвищеним комплексом механічних та експлуатаційних властивостей [1].

Як відомо, на механічні та експлуатаційні характеристики сталі мають значний вплив особливості структури: дисперсність, розміри, морфологія, об'ємна частка та розподіл включень. Існує низка відомих методів впливу на механічні та експлуатаційні характеристики сталей перлітного класу: визначення оптимального вмісту базових хімічних елементів в сталі, використання мікролегування та інше.

Промислові вуглецеві сталі з підвищеним вмістом марганцю та кремнію мають застосування в промисловості [2]. Як відомо, кремній та алюміній мають вищу спорідненість до кисню, ніж Cr і Mn, тому вони більше впливають на утворення оксидів в сплавах [2]. Дослідження сталей з малим вмістом вуглецю – 0,01 % (мас.), марганцю – 1,4 5 (мас.), кремнію – 0,6 % (мас.), алюмінію – 0,02-0,16 % (мас.), азоту – 0,005 % (мас.) після нагріву та прокатки при температурі 1200°С показали, що легування алюмінієм призвело до утворення більш дрібних зерен фериту, утворення включень MnS та AlN та збільшення опору динамічним навантаженням [3].

Відомо, що додавання кремнію в сталь може значно збільшити міцність та покращити ударну в'язкість сталі, головним чином завдяки утворенню фаз, що містять кремній по границях зерен, а зі збільшенням вмісту Mn, міцність сталей збільшується, але це збільшення відбувається відносно повільно [4].

Дослідження, представлені в роботі [4] показали, що в сплаві Al_2O_3–Ti_2O_3–TiO_2 можливе утворення не тільки оксиду заліза, а й метастабільної фази Al_2TiO_5, а автори роботи [5] показали, що в сплавах системи Al-Fe-O можливе утворення оксидів алюмінію $FeAl_2O_4$ та $FeAlO_3$.

Після деформації сталі Fe–0,2C-1,44Si-1,32Mn зі ступенем 52 % при температурі 1150 ºС, з поетапним охолодженням та витримкою при температурах 820 ºС, 680 ºС та 380 °С видовження зразків може досягати 41 %, гранична міцність може досягати 677 МПа [6].

Автори роботи [7] дослідили механічні властивості сталі Fe–0,2C–0,21Si–1,1Mn–0,35Cr–0,026Ti–0,0038N та зробили оцінку різних чинників на плинність сталі. Сталь мала границю плинності 585,6 МПа, границю міцності – 670,0 МПа та відносне видовження до 30 % [7].

Автори роботи показали [8] слабку взаємодію між Mn і Ti та сильний зв'язок між Si і Ti, утворення в сталі первинної фази Ti(C,N).

Вплив титану полягає в подрібненні зерна фериту середньовуглецевої сталі за рахунок утворення фази TiC та зменшення розчинності в аустеніті при зниженні температури [8]. Дослідження впливу титану та азоту при мікролегуванні вуглецевих сталей показали [9-10], що титан має більшу спорідненість з азотом. Це сприяє утворенню нітридів титану TiN в розплаві та для утворення цієї фази необхідний вміст титану повинен бути більший за 0,014 % (мас.)

Таким чином, регулюючи вміст марганцю, кремнію, титану, алюмінію та азоту в сталі можна досягати необхідних показників механічних властивостей сталей, шляхом впливу на розміри зерен, фазовий склад та дисперсність фаз.

Мета роботи: дослідити вплив мікролегування титаном, азотом та алюмінієм на комплекс механічних властивостей вуглецевих сталей з підвищеним вмістом марганцю та кремнію.

Матеріали та методики: металографічний аналіз, визначення механічних властивостей, хімічний аналіз.

Матеріалом для досліджень були зразки сталей марок: 2, Т, К (дослідно-промислова сталь), сталь марки К додатково мікролегована алюмінієм, титаном та азотом (умовне позначення К1); та сталь марки К мікролегована алюмінієм та азотом (умовне позначення К2) (табл. 1).

Таблиця 1 – Вміст хімічних елементів в дослідній сталі.

Умовне позначення марки сталі	Масова частка елементів, % мас.									
	C	Si	Mn	P	S	Mo	Al	V	Ti	(N)
2	0,55-0,63	0,22-0,45	0,50-0,90	≤0,030	≤0,025	-	-	≤0,10	-	-
Т	0,62-0,70	0,22-0,65	0,50-1,00	≤0,030	0,005-0,025	-		≤0,15	-	-
К	0,57-0,60	0,85-1,05	0,70-0,85	0,012	0,004	0,015	0,021	0,130	≤0,005	0,004
К1	0,55-0,60	0,80-0,90	0,77-0,90	0,013	0,005	0,006	0,026	≤0,005	0,022	0,018
К2	0,55-0,60	0,80-0,90	0,77-0,90	0,010	0,004	0,007	0,12	≤0,005	≤0,005	0,018

Виплавку сталей дослідно-промислової марки К, сталей К1 та К2 в лабораторних умовах проводили за допомогою комплексної установки, що складається з плавильного агрегату ІТПЕ-0,01 закритого типу і високочастотного джерела струму ВТГ-20-22, що має вбудовану

станцію автономного охолодження.

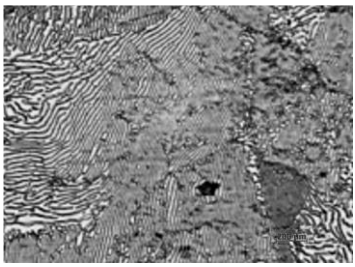
Гаряче пластичне деформування (ГПД) проб було проведене після нагрівання до температури (1260±10)°С і витримки протягом 2 годин, зі ступенем деформації ~ 50% та охолодженням на спокійному повітрі до кімнатної температури.

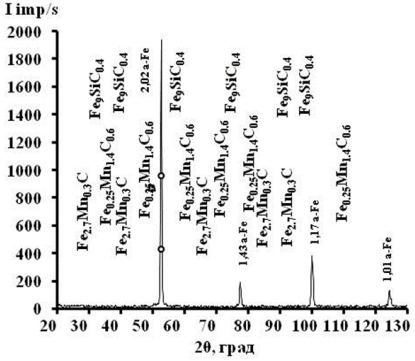
З деформованих зливків вирізали заготовки зразків, які в лабораторних умовах були термічно оброблені за різними режимами. Режими ТО зразків були наближені до умов охолодження: швидкість охолодження ($V_{охол.}$) – (1,5…12) °С/с від температури аустенітизації (850±10) °С. Після охолодження проводили відпуск при (500…600) °С тривалістю 2 години.

Заміри твердості проводили на твердомірі ТК-2М. Визначення ударної в'язкості проводили з використанням маятникового копра PSW-30.

Для визначення хімічного складу сплаву використовували хімічний та спектральний аналіз. Дослідження виконані за допомогою оптичного мікроскопа «Неофот-21». Основні результати мікрорентгеноспектрального аналізу отримані за допомогою електронного мікроскопа JSM–6490 зі скануючою приставкою ASID-4D й енергодисперсійного рентгенівського мікроаналізатора «Link Systems 860» із програмним забезпеченням. Рентгеноструктурний аналіз здійснювали на дифрактометрі ДРОН-3 у монохроматизованому Fe-K_α випромінюванні.

Результати. Мікроструктура сталі марки Т в литому стані була представлена перлітом та феритом. Перліт мав дрібнодисперсну морфологію (рис. 1, а).



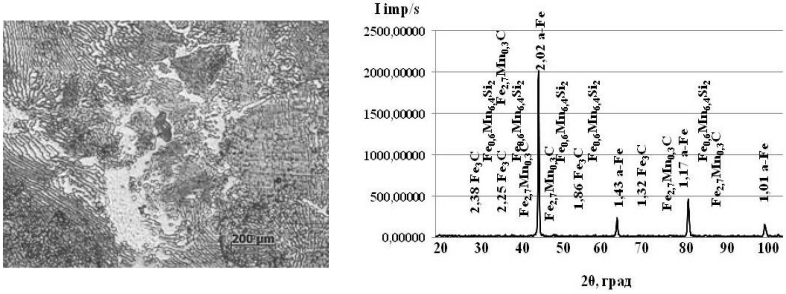


а б

Рисунок – 1 Мікроструктура (а) та дифрактограма (б) сталі марки Т.

В структурі сталі марки Т виявлено включення, об’ємна частка яких складає 3 %. У сталі марки Т були виявлені карбіди $Fe_{2,7}Mn_{0,3}C$, $Fe_{2,5}Mn_{1,4}C_{0,6}$ та $Fe_9SiC_{0,4}$ (рис. 1, б).

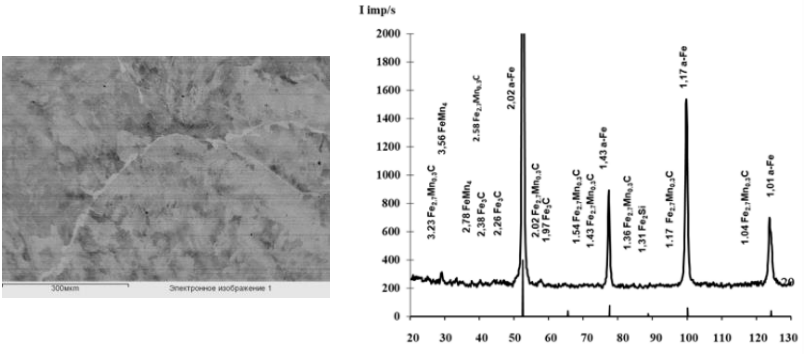
Аналіз результатів рентгеноструктурного аналізу показав, що у зразку сталі марки 2 присутні фази: ферит, карбід – $Fe_{2,7}Mn_{0,3}C$, карбід Fe_3C та фаза $Fe_{0,6}Mn_{6,4}Si_2$ (рис. 2).



а б

Рисунок 2 – Мікроструктура (×1000) та дифрактограма зразків сталі марки 2.

Мікроструктура сталі марки К представлена феритом і високодисперсним перлітом (рис. 3, а). Аналіз результатів рентгенофазового аналізу показав, що в цій сталі присутні фази: ферит, фаза - $FeMn_4$, карбіди – Fe_3C та $Fe_{2,7}Mn_{0,3}C$ (рис. 3, б).



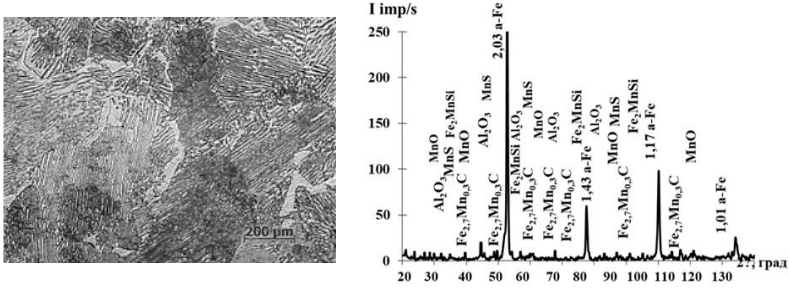
а б

Рисунок 3 – Мікроструктура (×1000) та дифрактограма зразків сталі марки К.

По границях зерен сталі марки К спостерігали утворення фериту у вигляді тонкої сітки, але також окремих включень структурно-вільного фериту об’ємі зерен.

В сталі К2, об’ємна частка фериту зменшується та ферит виділяється у вигляді тонких, не суцільних прошарків по границях зерен у порівнянні зі сталями марки 2, Т та К. За результатами рентгенофазового аналізу в сталі К2 присутні фази: оксиди – Al_2O_3,

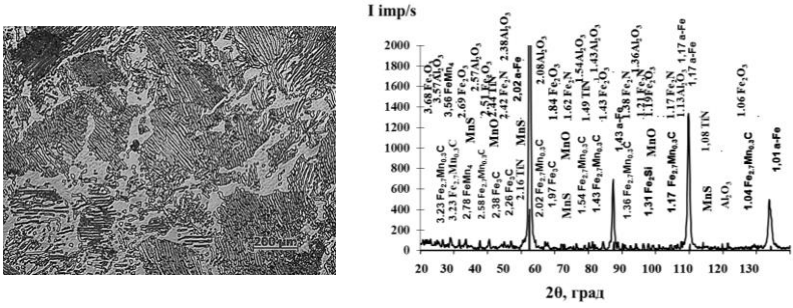
MnO; фази – MnSi, FeMnSi; сульфід – MnS, складний карбід – $Fe_{2,7}Mn_{0,3}C$ (рис. 4, б).



а б

Рисунок 4 – Мікроструктура злитку дослідної сталі К2: а) біля поверхні, ×1000; б) дифрактограма.

Для дослідної сталі К1 по границях зерен утворюється товста сітка фериту, а в зернах спостерігається утворення вільного фериту (рис. 5). В структурі сталі К1 були виявлені окремі багатофазні включення, які мали розмір 2,5–4,5 мкм та були розташовані в фериті.

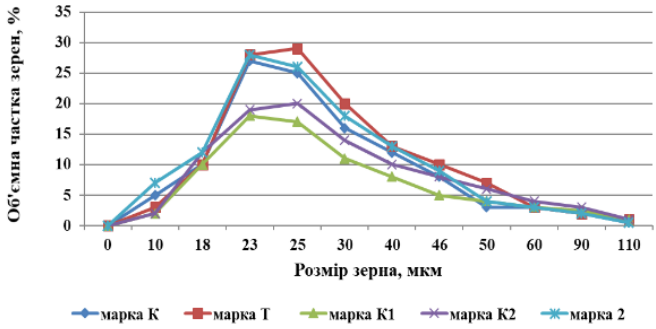


а б

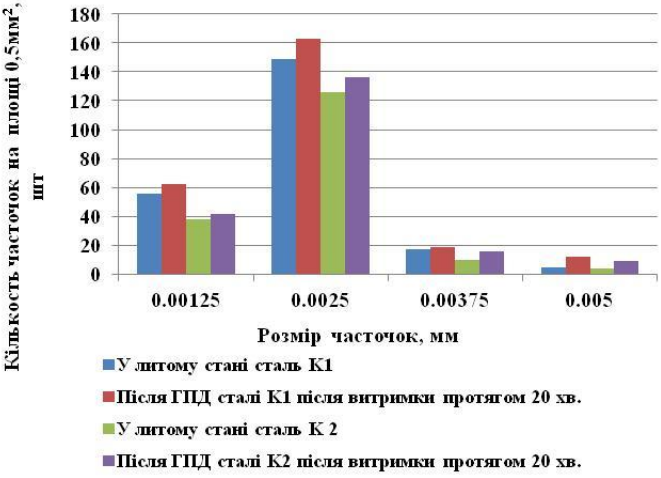
Рисунок 5 – Мікроструктура злитку дослідної сталі К1: а) біля поверхні, ×1000; б) дифрактограма.

В мікроструктурі сталі К1 за результатами рентгенофазового аналізу були виявлені окремі включення: оксидів – Fe_3AlO_2 з стереометрією FeO, $(FeAl)_2O_3$ з стереометрією Fe_2O_3, $Fe(Ti)_2AlO$, Fe(Ti)AlO, $Fe_{21}Ti_{18}O_{24}N_{17}C_{17}$, $Fe_{40}Al_{15}O_{31}$; нітридів – FeTiN з стереометрією TiN, Ti_2FeN ($Ti_{41}Fe_{26}N_{27}$); карбонітридів – $Fe_{50}N_{15}C_{30}$, Fe_3NC, $Fe_3Ti_2N_3C$ ($Fe_{20}Ti_{28}N_{35}C_{15}$), Ti(Fe)N(C), $Fe_2(NC)$, які леговані (% мас.): ≤ 0,4 Mn; 0,7 Si; ≤3,5 Ti. Окрім цього, в структурі виявили карбід $Fe_{2,7}Mn_{0,3}C$. Наявність такої кількості включень можна пояснити

впливом титану на розчинність вуглецю, марганцю та кремнію в структурних складових [11]. Мікролегування дослідно-промислової сталі марки К комплексами: алюмінієм, титаном, азотом; алюмінієм та азотом призводить до зменшення об'ємної частки фериту та збільшення об'ємної частки перліту з меншим розміром зерна після лиття, у порівнянні зі структурними складовими сталей марок Т та К без додаткового легування (рис. 6).



а



б

Рисунок 6 – Залежність об'ємної частки зерен досліджуваних сталей від їх розмірів (а) та кількісний аналіз зміни включень в дослідній сталі марки К1 та К2 у литому стані та після витримки при 1260ºС протягом 20 хвилин.

Високотемпературна витримка при 1260 °С протягом 20 та 120 хвилин не сприяє суттєвому збільшенню розмірів та кількості неметалевих включень (рис. 6, б). При двох типах легування К2 та К1 спостерігали зменшення об'ємної частки структурно-вільного фериту, у порівнянні зі сталями 2, Т та К.

Після повного циклу деформаційно-термічної обробки не спостерігали в сталі К1 багатошарових включень [12-14]. Утворення дрібнодисперсних включень у результаті деформаційної і термічної обробки сталі К1 та К2 порівняно зі сталями марок К, 2 та Т призвело до збільшення пластичності та твердості сталі (табл. 2).

Таблиця 2 – Механічні властивості дослідних сталей після ГПД та ТО.

Умовне позначення марки	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_в$, МПа	ψ, %	δ, %	KCU^{+20}, Дж/см^2	Твердість, НВ
К	937	1146	19,75	11,1	51,9	316
Т	842	1147	32,2	12,5	47,5	339
К2	698	1018	40,2	5,4	46,9	308
К1	617	997	50,1	18,4	46,7	299

Таким чином, виконано розробку хімічного складу і режимів термічної обробки сталей залізничного призначення з підвищеною стійкістю до зношування при підвищених навантаженнях та складних умовах гальмування. Отримані результати показали, що мікролегування дослідно-промислової сталі марки К комплексом – алюмінії та азот не призводить до утворення багатошарових включень, дає змогу підвищити весь комплекс службових та експлуатаційних властивостей сталей більше ніж при системі мікролегування – титаном, азотом та алюмінієм.

Висновки

1. Комплексне мікролегування алюмінієм, титаном та азотом; алюмінієм та азотом сталі марки К призводить до утворення більш дрібнозернистної структури та збільшення об'ємної частки перліту у порівнянні зі сталями марок 2, Т та К.

2. В сталях, які додатково мікролеговані алюмінієм та азотом, після затвердівання відбувається утворення дрібнозернистої структури зі збільшеною об'ємною часткою перліту у порівнянні з відомими сталями марок К, 2 та Т. Спостерігали утворення включень: оксидів, моносиліцидів марганцю та заліза; сульфідів та складних карбідів.

3. В структурі сталі марки К мікролегованої алюмінієм, титаном та азотом після лиття спостерігається утворення оксидів, нітридів, карбонітридів та багатошарових включень, які розташовані на границях зерен та в об'ємі зерна. Встановлено, що багатошарові включення

мають розміри 2–5 мкм, після повного циклу деформаційно-термічної обробки в структурі сталі залишаються карбіди, нітриди та карбонітриди титану.

4. Запропоновано сталь К2, що забезпечує високий комплекс механічних властивостей після прискореного охолодження з середньою швидкістю охолодження 11,0 °С/с від температури 850±10 °С та наступного відпуску при температурі 550±10 °С протягом 2 годин за рахунок збільшення дисперсності ферито-перлітної структури, що зміцнена дисперсними включеннями, у порівнянні зі сталлю К1.

5. Встановлено, що додаткове мікролегування сталей алюмінієм та азотом збільшує показники ударної в'язкості та пластичності за рахунок зменшення розмірів зерна, дисперсності включень. В сталі К2, показники міцності, твердості та ударної в’язкості на 10–15 % вищі за ті ж показники для сталі К1.

Перелік посилань

1. Influence of the contents of chemical elements and the procedure of deformation and heat treatment on the formation of phase composition of wheel steel / N. Yu. Filonenko, O. I. Babachenko, G. A. Kononenko, O. A. Safronova // *Materials Scince*. 2022. Vol. 58, № 2. P. 190–195.

2. Effect of Si on the partitioning of Mn between cementite and ferrite / Y. Tu, L. Huang, Q. Zhang, X. Zhou, J. Jiang // *Materials Science and Technology*. 2018. Vol. 34. № 7. P. 780-785.

3. Mintz B., Qaban A., Naher S. The influence of Widmanstätten ferrite, martensite and grain boundary carbides on the strength and impactbehaviour of high Al (0.2%) and Nb containing hot rolled steel. *JMADE*. 2020. Vol. 109. P. 108601.

4. Zhu Z., Liang Y. J. Modeling Composition Design of Low-Alloy Steel’s Mechanical Properties Based on Neural Networks and Genetic Algorithms. *Materials.* 2020. Vol. 13. № 23. P. 5316.

5. Jung I. H. Eriksson G., Wu P., Pelton A. Thermodynamic Modeling of the Al2O3–Ti2O3–TiO2 System and Its Applications to the Fe–Al–Ti–O Inclusion Diagram. *ISIJ International.* 2009. Vol. 49, No. 9. P. 1290–1297. http://dx.doi.org/10.2355/isijinternational.49.1290

6. Zi Z., Fu Z., Yan L. Effect of Thermomechanical Control Processing on Microstructure and Mechanical Properties of Fe-0,2C-1,44Si-1,32Mn Hot Rolled TRIP Steel. *Journal of iron and steel research, International*. 2010. Vol. 17. № 7. P. 44-50.

7. A On the relationship microstructure/properties on yield strength of a Fe-C-Mn steel / Aburto-Perdomo E., Duran-Nucez1 A., Ramirez-Ledesma A. L,. Juarez-Islas J. / *Journal of Physics: Conference* Series. 2021. Vol. 1723. P. 012001.

8. The effects of alloying elements on the peritectic range of Fe–C–Mn–Si steels / Q. Ren, T. Liu, S. Baik, Z. Mao, B. W. Krakauer, D. N. Seidman // *Materials Science.* 2021. Vol. 56, P. 6448–6464.

9. Ghali S. N., El-Faramawy H. S., Eissa M. M. Influence of Boron Additions on Mechanical Properties of Carbon Steel. *Minerals and Materials Characterization and Engineering*. 2012. Vol. 11. P. 995-999.

10. El-Faramawy H. S., Ghali S. N.,. Eissa M. M. Effect of Titanium Addition on

Behavior of Medium Carbon Steel. *Minerals and Materials Characterization and Engineering*, 2012. Vol. 11. P. 1108-1112.

11. Investigation of the structural composition of Fe-Mn-Si-Ti-Al-N-C alloys and the solubility of elements in α-iron / N. Yu. Filonenko, O. I. Babachenko, G. A. Kononenko, A. S. Baskevich // *East European Journal of Physics.* 2021. № 4. P. 120–123.

12. Філоненко Н. Ю., Бабаченко О. І., Кононенко Г. А. Дослідження впливу деформаційної та термічної обробки на фазовий склад сталі. *Український журнал будівництва та архітектури.* 2021. №6 (006). С. 75-82.

13. Філоненко Н. Ю., Бабаченко О. І., Кононенко Г. А. Дослідження морфології багатошарових включень в сплавах системи Fe-C-Mn-Si-Ti-Al-N. Метал та лиття України. 2022. Vol. 30, No. 3 (330). С. 81–87.

14. Філоненко Н. Ю., Бабаченко О. І., Кононенко Г. А. Математичне моделювання стійкості первинних фаз при кристалізації сплаву Fe-C-Mn-Si-Ti-Al-N. *Математичне моделювання.* 2021. № 2 (45). С. 103-113.

References

1. Filonenko, N. Yu., Babachenko, O. I., Kononenko, G. A., & Safronova, O. A. (2022). Influence of the contents of chemical elements and the procedure of deformation and heat treatment on the formation of phase composition of wheel steel. *Materials Scince*, 58(2), 190-195

2. Tu, Y., Huang, L., Zhang, Q., Zhou, X., & Jiang, J. (2018). Effect of Si on the partitioning of Mn between cementite and ferrite. *Materials Science and Technology*, 34(7), 780-785

3. Mintz, B., Qaban, A., & Naher, S. (2020). The influence of Widmanstätten ferrite, martensite and grain boundary carbides on the strength and impactbehaviour of high Al (0.2%) and Nb containing hot rolled steel. *JMADE*, 109, 108601

4. Zhu, Z., & Liang, Y. J. (2020). Modeling Composition Design of Low-Alloy Steel's Mechanical Properties Based on Neural Networks and Genetic Algorithms. *Materials*, 13(23), 5316

5. Jung, I. H., Eriksson, G., Wu, P., & Pelton, A. (2009). Thermodynamic Modeling of the Al2O3–Ti2O3–TiO2 System and Its Applications to the Fe–Al–Ti–O Inclusion Diagram. *ISIJ International*, 49(9), 1290–1297. http://dx.doi.org/10.2355/isijinternational.49.1290

6. Zi, Z., Fu, Z., & Yan, L. (2010). Effect of Thermomechanical Control Processing on Microstructure and Mechanical Properties of Fe-0,2C-1,44Si-1,32Mn Hot Rolled TRIP Steel. *Journal of iron and steel research, International*, 17(7), 44-50

7. Aburto-Perdomo, E., Duran-Nucez1, A., Ramirez-Ledesma, A. L, & Juarez-Islas, J. A. (2021). On the relationship microstructure/properties on yield strength of a Fe-C-Mn steel. *Journal of Physics: Conference Series*, 1723, 012001

8. Ren, Q., Liu, T., Baik, S., Mao, Z., Krakauer, B. W., & Seidman, D. N. (2021). The effects of alloying elements on the peritectic range of Fe–C–Mn–Si steels. *Materials Science*, 56, 6448–6464

9. Ghali, S. N., El-Faramawy, H. S., & Eissa, M. M. (2012). Influence of Boron Additions on Mechanical Properties of Carbon Steel. *Minerals and Materials Characterization and Engineering*, 11, 995-999

10. El-Faramawy, H. S., Ghali, S. N., & Eissa, M. M. (2012). Effect of Titanium

Addition on Behavior of Medium Carbon Steel. *Minerals and Materials Characterization and Engineering*, 11, 1108-1112

11. Filonenko, N. Yu., Babachenko, O. I., Kononenko, G. A., & Baskevich, A. S. (2021). Investigation of the structural composition of Fe-Mn-Si-Ti-Al-N-C alloys and the solubility of elements in α-iron. *East European Journal of Physics*, (4), 120–123.

12. Filonenko, N. Yu., Babachenko, O. I., & Kononenko, G. A. (2021). Doslidzhennia vplyvu deformatsiinoi ta termichnoi obrobky na fazovyi sklad stali. *Ukrainian Journal of Civil Engineering and Architecture*, (6), 75-82

13. Filonenko, N. Yu., Babachenko, O. I., & Kononenko, G. A. (2022). Doslidzhennia morfolohii bahatosharovykh vkliuchen v splavakh systemy Fe-C-Mn-Si-Ti-Al-N. *Metal and Casting of Ukraine*, 30(3), 81–87

14. Filonenko, N. Yu., Babachenko, O. I., & Kononenko, G. A. (2021). Matematychne modeliuvannia stiikosti pervynnykh faz pry krystalizatsii splavu Fe-C-Mn-Si-Ti-Al-N. *Mathematical modeling*, (2),103-113

N. Yu. Filonenko[1], D. Sc. (Pys.-Math.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-1219-348X
O. I. Babachenko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-4710-0343
G. A. Kononenko[2], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7446-4105

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *LLC "Additive laser technologies of Ukraine"*

EFFECT OF MICROALLOYING OF CARBON STEEL WITH TITANIUM, ALUMINUM AND NITROGEN ON STRUCTURAL PECULIARITIES AND MECHANICAL PROPERTIES

Abstract. The purpose of this paper is to investigate the effect of microalloying with titanium, nitrogen, and aluminum on the set of mechanical properties of carbon steels with increased manganese and silicon content. This is due to the fact that steels with improved mechanical and operational properties are of great significance in the current situation of technology development. The studies are based on a comparison of the mechanical properties of known steel grades 2 and T, experimental industrial steel grade K and steels microalloyed with complexes – aluminum, titanium and nitrogen; aluminum and nitrogen of steel grade K. Metallographic analysis, determination of mechanical properties, chemical analysis and X-ray microanalysis are used. It is shown that complex microalloying with aluminum, titanium and nitrogen; aluminum and nitrogen of K grade steel contributes to the formation of a more fine-grained structure of pearlite and inclusions, compared to steel grades 2, T and K. In the structure of K steel, which is microalloyed with aluminum, titanium, and nitrogen, after casting, the formation of oxides, nitrides, carbonitrides, and multilayer inclusions located at the grain boundaries and in the grain volume is observed. After a full cycle of deformation and heat treatment, carbides, nitrides, and titanium carbonitrides remain in the steel structure. Whereas in steel, which is additionally microalloyed with aluminum and nitrogen on the basis of K steel, after solidification, a fine-grained structure with an increased volume fraction of pearlite is formed, the formation of inclusions of oxides, monosilicides of manganese and iron; sulfides and

complex carbides in comparison with known steel grades K, 2 and T occurs. According to the research results, K2 steel is proposed, which provides a high complex of mechanical properties after accelerated cooling with an average cooling rate of 11.0°C/s from a temperature of 850±10°C and further tempering at a temperature of 550±10 °C for 2 hours due to an increase in dispersivity of the ferrite-pearlite structure, strengthened by dispersed inclusions, in comparison with K1 steel. In steel K2, factors of strength, hardness and impact toughness are 10–15% higher than the same factors for steel K1.

Keywords: microstructure, mechanical tests, steel grades 2, T and K, microalloying with aluminum, titanium, nitrogen.

For citation: Filonenko, N. Yu., Babachenko, O. I., & Kononenko, G. A. (2023). Effect of microalloying of carbon steel with titanium, aluminum and nitrogen on structural peculiarities and mechanical properties. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 522-533. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-522-533

Стаття надійшла до редакції збірника 22.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-534-556
УДК 621.777.04

К. В. Баюл[1,2], д.т.н., с.н.с., с.д., ORCID 0000-0003-1426-7956
С. В. Ващенко[1], к.т.н., с.н.с., с.д., ORCID 0000-0001-8344-961X
О. Ю. Худяков[1], к.т.н., с.н.с., с.д., ORCID 0000-0002-6507-1120
А. В. Зінченко[3], к.ф-м.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-0281-6663
Ю. С. Семенов[1], к.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-2299-5742
Н. О. Солодка[1,2], к.т.н., н.с., доц., ORCID 0000-0002-7545-4969

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

АНАЛІЗ СУЧАСНИХ ПІДХОДІВ ТА МЕТОДІВ ПРОЕКТУВАННЯ МЕХАНІЧНОГО ОБЛАДНАННЯ, ЯКІ МОЖУТЬ БУТИ ЗАСТОСОВАНІ ДЛЯ РОЗРОБКИ СУЧАСНОГО СИСТЕМНОГО ПІДХОДУ ДО СТВОРЕННЯ ВАЛКОВИХ БРИКЕТНИХ ПРЕСІВ

Анотація. Метою роботи є аналіз сучасних підходів та методів проектування для їх подальшого застосування для розробки сучасного системного підходу до проектування валкових брикетних пресів. Виконано аналіз та класифікацію базових походів теорії та методології проектування. Відзначено, що досі немає єдиного універсального підходу до проектування валкових пресів, що обумовлено різноманіттям конструктивних рішень пресів їх вузлів та деталей; в активному розвитку знаходяться методи визначення параметрів процесу брикетування та режимів роботи пресового обладнання; розширюється номенклатура матеріалів, що брикетуються; змінюються системи управління обладнанням; при проектуванні активно застосовуються нові матеріали, конструктивні деталі та вузли. Крім основ загальної теорії та методології проектування, наведено огляд та аналіз відомих методів проектування машин, технічних систем та процесів, які тісно пов'язані із зазначеною теорією та можуть бути використані при вдосконалені системного підходу до проектування валкових пресів.

Ключові слова: валкові преси, брикетування, системний підхід, теорія та методологія проектування.

Посилання для цитування: Дослідження ефективності використання суміші повітря, димових газів та технологічного кисню в якості окиснювача при опаленні доменних повітронагрівачів / К. В. Баюл, С. В. Ващенко, О. Ю. Худяков, А. В. Зінченко, Ю. С. Семенов, Н. О. Солодка // *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 534-556. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-534-556

Стан питання. Теорія проектування машин виникла у XIX столітті та розвивалися доволі повільно, але з 70-х років XX століття вони

активізувалися внаслідок розвитку інформаційних технологій. Сучасна теорія та методологія проектування машин охоплюють різноманітні методи та підходи. У минулому вважалося, що проектування машин базується на досвіді розробника, який потім піддавався перевірці інженерними методами. Однак це було обумовлено обмеженим математичним обґрунтуванням теорії проектування.

Накопичення знань в області методології проектування змінило цю ситуацію, але залишається розрив між теоретичними знаннями та практичним застосуванням. Більшість методологій розроблено узагальнено і не враховують конкретні деталі проектування об'єктів. У сфері інженерного проектування машинобудування часто не враховують вплив явищ із суміжних технологічних галузей.

На практиці вчені та інженери стикаються з викликами створення машин, враховуючи їх особливості в розробці, виготовленні, експлуатації та ремонті. Це особливо важливо в процесі створення валкових пресів для обробки сировини. Отже, актуальним є розробка методів проектування, які охоплюють весь життєвий цикл пресового обладнання.

Це вимагає огляду та аналізу інформації про сучасні методи та засоби проектування механічного обладнання для їх застосування при створенні валкових пресів. Валкові преси широко використовуються в різних промислових галузях для обробки сировини та отримання матеріалів із заданими властивостями. На рис. 1 наведено принципову конструктивну схему валкового преса.

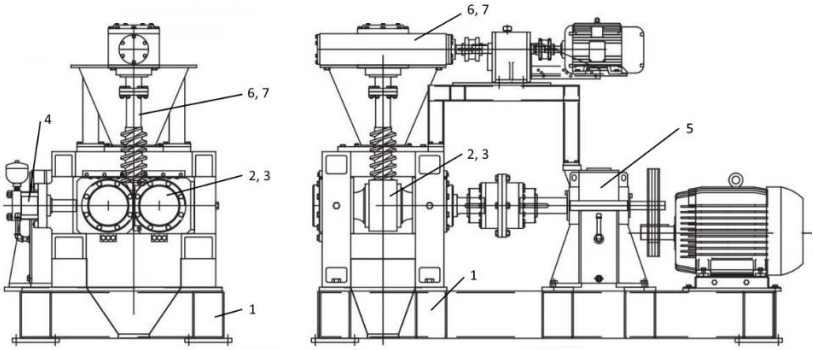


Рисунок 1 – Валковий прес принципова конструктивна схема: 1 – рама преса; 2 – валки; 3 – змінні бандажі валків; 4 – гідравлічний пристрій захисту валків від перевантаження; 5 – лінія приводу преса; 6 – підпресовник шнекового типу; 7 – завантажувальний пристрій.

В роботах [1-5] описані методології проектування, які добре структуровані та дають уявлення про методики проектування. Але вони більше підходять для узагальненого навчання фахівців в галузі

проектування.

На практиці інженерного проектування валкових пресів для брикетування в умовах реальної промисловості, інженери та менеджери більше стурбовані результатами проектування, ніж його процесом та методологією. Тобто, в даному варіанті є необхідність жорсткого дотримання умов гарантування того, що кінцевий результат проектування відповідає цілям реалізованих на виробництві проектів.

В таких умовах дотримуватися якихось жорстких правил проектування досить важко. Це на практиці призводить до виникнення трансформованих, нових методів та принципів створення машин. Наприклад, доволі багато великих машинобудівних компаній вже розробили свої власні моделі та процедури проектування, які залежать від їхніх промислових потреб.На базі багаторічного досвіду проектування та експлуатації вироблених ними машин їм вдається розробляти докладні процедури реалізації та оцінки ефективності проектів, що реалізуються. Теж саме стосується і розробок валкових пресів, які ведуться спеціалістами Інституту чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України (ІЧМ). Фахівцями інституту накопичено значний досвід розробки та впровадження технологій та обладнання для брикетування, а також зібрано та систематизовано досвід партнерів та конкурентів, цілком актуальним є розробка власної науково обґрунтованої докладної покрокової процедури створення валкових пресів для брикетування сировинних матеріалів. Саме це підводить до необхідності аналізу та оцінки ефективності конкретних методологій проектування з метою з’ясування, чому одні методології є більш застосовними в освіті, інші на практиці інженерної справи з метою визначення найбільш ефективного підходу до подальшого розвитку методів проектування валкових пресів.

Метою роботи є аналіз сучасних підходів та методів проектування для їх подальшого застосування для розробки сучасного системного підходу до проектування валкових брикетних пресів.

Викладення основних матеріалів.

Класифікація та аналіз базових походів теорії та методології проектування.

Класифікація та аналіз основних підходів у теорії та методології проектування є актуальним завданням, незважаючи на різноманіття теорій та методологій, які були розроблені до теперішнього часу. Проте визначення самого поняття "теорія та методологія проектування" залишається неоднозначним. Взаємозв’язок між різними теоріями та методологіями досліджений недостатньо, і часто розробники обладнання мають труднощі у виборі належного методу для проведення проектних процесів. У контексті проектування

валкових пресів, короткий огляд сутності теорії проектування може визначити оптимальний набір процесів та дій для створення цього технологічного агрегату.

Початково теорія та методологія проектування машин складалася як процес збору та узагальнення даних щодо окремих випадків проектування конкретних машин. З розвитком досліджень, ці аспекти почали розвиватися у бік більш абстрактних та загальних форм. Остаточною метою є отримання універсальної та абстрактної теорії проектування машин. Однак наявність недосконалих загальних теорій, поруч із індивідуальними, свідчить про те, що теорія проектування машин перебуває на стадії розвитку.

Це повною мірою стосується проектування валкових пресів для брикетування. Досі немає єдиного універсального підходу до проектування валкових пресів. Це зумовлено наступними причинами: різноманіття та конструктивних рішень пресів у цілому, а також їх вузлів та деталей; в активному розвитку знаходяться методи визначення технологічних та енергосилових параметрів процесу брикетування та режимів роботи пресового обладнання на різних стадіях експлуатації; розширюється номенклатура матеріалів, що брикетуються, що веде до зміни базових конструкцій пресового обладнання; змінюються системи управління обладнанням; при проектуванні пресів активно застосовуються нові матеріали, конструктивні деталі та вузли.

Згідно з даними, наведеними роботі [6], принципи теорії проектування машин можна представити у вигляді чотирьох взаємопов'язаних категорій підходів до проектування:

1. *Конкретний та індивідуальний:* групуючи та класифікуючи дані про окремі варіанти проектування, що належать до певного класу машин, виділяються загальні для них риси та принципи. При цьому формуються методи проектування цього конкретного класу машин. В нашому варіанті, це індивідуальні методи проектування валкових брикетних пресів.

2. *Конкретний та загальний:* Такий принцип теорії та методології проектування націлений на опис конкретних прикладів проектування, які при цьому застосовуються до широкого спектру об'єктів. Такий підхід може бути сформований шляхом узагальнення методів проектування. Щодо машинобудування таке узагальнення формується шляхом зосередження уваги на конкретних характеристиках та принципах їх проектування, які є загальними різних типів машин. Наприклад, при проектуванні валкових пресів для брикетування прийнятне узагальнення характеристик та принципів створення, які є загальними для ширшого класу обладнання – валкових машин та агрегатів (прокатних та волочильних станів, валкових дробарок,

компакторів, станів для прокатки-пресування металевих порошків та композитних матеріалів, валкових машин для формування полімерних матеріалів тощо). Зосередившись на функціях, ми отримуємо так звані методології розпорядчого проектування докладно описаних у роботі [7]. Так зосереджуючись на наборі конкретних цілей у рамках проектування пресового обладнання, буде сформовано конкретне конструкторське рішення одиничної машини. Якщо в процесі роботи фокус уваги буде зосереджений на управлінні процесом проектування пресового обладнання, то на виході буде отримано технологію процесу для контролю та управління розробкою пресового обладнання, як класу машин, що дозволяє реалізовувати принцип паралельного проектування.

3. *Абстрактний та індивідуальний:* абстрагуючи методи проектування формується теорія та методологія проектування, яка застосовна лише до певного типу машин. У разі методика проектування може бути описана аналітичними виразами, а проектні рішення можуть бути отримані алгоритмічно за допомогою обчислень. Така категорія теорії та методології проектування включає безліч обчислювальних методів для оптимізації та інженерних обчислень. При цьому ці обчислювальні методи не включають системи моделювання, такі як геометричне моделювання. Це пов'язано з тим, що системи моделювання є структурними складовими моделювання (інструментом створення моделі), а не методами проектування. Наприклад, CAD-системи твердотільного моделювання є інструментом для створення та аналізу параметрів деталей і вузлів валкових пресів, причому самі по собі вони ніяк не пов'язані з теорією та методологією проектування цих машин, вони лише інструмент, що використовується при проектуванні.

4. *Абстрактний та загальний*: теорія процесів проектування, діях та знаннях, яка описує процес проектування у вигляді набору та певної послідовності операцій. Такий підхід часто застосовується при розробці та вдосконаленні CAD/CAM-систем [8].

Отже, формування методології проектування валкових пресів визначає початковий етап у створенні структури процесу проектування, яка може бути використана для розробки конкретних модифікацій пресів. Процес розробки будь-якої конструкції пресового обладнання, включаючи валкові преси, завжди складається з послідовності логічних етапів, на яких виконуються завдання з розробки та створення конкретних конструктивних елементів. Незважаючи на різноманіття компонувальних рішень, розмірів, що визначаються продуктивністю та силовими параметрами пресування, типу формуючих поверхонь і інших варіацій, всі моделі валкових пресів дотримуються аналогічного порядку та хронології процедур у процесі їх проектування та виробництва.

Суттєвий внесок у дослідження методології проектування машин внесли європейські вчені. Зокрема, варто відзначити важливі роботи Роденакера [9], а також Пала та Бейтца [1], де викладена методологія проектування, ґрунтована на функціональній декомпозиції. У цих дослідженнях запропоновано підхід, в рамках якого відбувається декомпозиція необхідних функцій на підфункції, формуючи ієрархію функцій. Далі визначається функціональний елемент, відповідальний за виконання функції конкретного перетворення в системі. Загальне рішення формується шляхом збирання таких функціональних елементів. Цей підхід на даний момент є популярним серед механіків і є доречним для розробки валкових пресів для брикетування.

Для полегшення використання такого підходу, Роденакер та Рот впровадили концепцію баз даних функціональних елементів [9, 10]. Навіть при наявності обмежень у роботах [1, 9, 10], представлені в них ідеї дозволили вивести теорію проектування на новий науковий рівень. Раніше, проектування передбачало комплекс інженерних розрахунків та створення робочих креслень. Тепер висунуто пропозицію розпочинати процес проектування з аналізу функціональності окремих елементів і всієї машини в цілому. Це представляє собою раціональний підхід до проектування, який значно скорочує тривалість розробки машини.

Результатом проведених досліджень є створення узагальнених рекомендацій до проектування у формі нормативних документів [11, 12]. В даних роботах запропонований підхід, який в повній може бути застосований для розробки методів створення різних модифікацій валкових пресів, враховуючи використання уніфікованих модулів. На сьогодні цей підхід зазнав розвитку та трансформації у роботах Томіями [13], Йошикави [14], Какуди [15] та Грабовського [16].

Внаслідок еволюції загальної теорії проектування виникла математична формалізація процесів проектування, ґрунтована на аксіоматичній теорії множин. Це означає, що знання про процеси проектування перейшли на новий етап, де можлива їхня математична описові та подальше використання. При проектуванні машин і технологічних процесів тепер можливе опрацювання масивів, які включають точні фізичні концепції і величини, а також нечіткі, іноді суперечливі та обгрунтовані знання, які раніше лише описувались вербально.

В роботах [17, 18, 19] дослідження процесу проектування охоплює не лише вивчення методів теорії проектування, що є прагматичним підходом. При аналізі виробничої практики можна відзначити, що проектування зазвичай використовує різні методи та підходи, і тому не існує універсальних стратегій чи методів для створення технічних об'єктів – наявні різноманітні їх комбінації. Наприклад, метод розробки

продукції, впроваджений експертами Toyota [20], є одним із таких підходів, що включає регулярні перевірки результатів проектування не лише розробниками, але й зацікавленими сторонами для вчасного виявлення проблем та обміну інформацією щодо конструкції машин.

Однак у цьому підході не вділяється достатньо уваги тому, як інтегрувати різноманітні методи та моделі, що використовуються при проектуванні, в одну систему. В рамках розробки сучасного машинобудівного обладнання, включаючи пресове устаткування, міждисциплінарні знання стають необхідніми. Більш того, останні досягнення в області інформаційно-комунікаційних технологій значно змінюють підхід до розробки промислового обладнання, яке тісно інтегрується з різними технічними та інформаційними системами.

- CAD (англ. Computer-aided design/drafting) – засоби автоматизованого проектування, в контексті зазначеної класифікації означає засоби систем автоматизованого проектування (САПР), які призначені для автоматизації двовимірного та/або тривимірного геометричного проектування, створення конструкторської та/або технологічної документації;

- CAE (англ. Computer-aided engineering) – засоби автоматизації інженерних розрахунків, аналізу та симуляція фізичних процесів, з використанням яких здійснюють динамічне моделювання, перевірку та оптимізацію виробів;

- PDM (англ. Product data management) – управління даними продукту, тобто. використання програмного забезпечення для управління даними про продукти та процеси в рамках єдиної централізованої системи;

- CAM (Computer-aided manufacturing) – прикладна технологія, що використовує комп'ютерне програмне забезпечення та механізми для спрощення та автоматизації виробничих процесів;

- ERP (Enterprise Resource Planning) – спеціалізоване програмне забезпечення, яке дозволяє підприємствам будь-якого розміру керувати всіма процесами організації бізнесу, включаючи ланцюжки поставок, закупівлі, фінанси та проекти;

- CRM (англ. Cystomer relationship management) – прикладне програмне забезпечення, призначене для автоматизації стратегій підприємства по взаємодії з клієнтами;

- PLM (англ. Product lifecycle management) – прикладне програмне забезпечення для управління життєвим циклом продукції, яке є основою, що інтегрує інформаційний простір, у якому функціонують САПР, PDM, CRM та інші автоматизовані системи різних підприємств.

Сутність та застосування інженерних технологій та систем для моделювання валкових пресів та представлення проектних знань

виходять за межі даної публікації, однак вони є необхідною складовою сучасних підходів до проектування пресового обладнання і залишаються актуальними для розробки вдосконаленого методу створення валкових пресів.

Крім основ загальної теорії проектування, надається короткий огляд та аналіз відомих методів проектування машин, технічних систем і процесів, що тісно пов'язані із зазначеною теорією та можуть бути використані при розробці валкових пресів.

Адаптивне проектування [21] – це підхід, спрямований на створення конструкції машини, яка може легко адаптуватися до різних та змінних вимог. Цей метод стає особливо актуальним у випадку створення валкових пресів для обробки різноманітних дрібнофракційних матеріалів.

Аксіоматичний дизайн передбачає, що оптимальне конструктивне рішення відповідає двом аксіомам [22]: 1) максимальна незалежність функціональних елементів; 2) мінімальна інформативність. Теорія аксіоматичного проектування застосовується у різних промислових галузях, включаючи розробку програмного забезпечення і виробничих систем. Однак для проектування валкових пресів цей підхід виявляється менш актуальним.

Метод CPM Вебера [23, 24] вирішує ряд завдань, включаючи:

- Розробку програмних засобів, які інтегрують кілька існуючих підходів теорії проектування, включаючи ті, що раніше вважалися несумісними, такі як європейські школи (наприклад, представлені Палом і Бейтцем або VDI 2221) та Аксіоматичний дизайн Су;
- Створення можливості інтеграції методів, таких як DfX, у процес проектування;
- Розгляд питань, які контролюють процес розробки/ проектування продукту;
- Вирішення деяких відкритих теоретичних та практичних питань, таких як перехід від загальних концепцій проектування до конкретних процедур для застосувань;
- Забезпечення теоретичної бази для розробки та використання методів та інструментів у процесі розробки, таких як CAD/CAM/CAE.

Наразі такий підхід не є відповідним для проектування валкових пресів через складність його впровадження, що призведе до непотрібних фінансових витрат і затримок у часі.

Паралельне проектування (CE) – це метод розробки технічного обладнання, в якому об'єднуються знання та моделювання всіх етапів життєвого циклу обладнання, включаючи планування, проектування, виробництво, поставку, обслуговування та завершення життєвого циклу. Головна мета цього підходу - зменшення термінів розробки

обладнання та підвищення ефективності проектного процесу [25, 26]. Паралельне проектування становить ключовий компонент концепції ефективного виробництва.

Основні принципи цього підходу включають:

1. Використання спільних конструкторських концепцій, виробничих обмежень та інформації про життєвий цикл.

2. Орієнтацію на виробництво дизайну та його розширення до концепції дизайну для X (див. далі в тексті).

3. Масову кастомізацію для задоволення індивідуальних потреб клієнтів.

4. Здійснення реінжинірингу процесів за допомогою паралельного підходу.

5. Проведення переговорів та співпраця під час розробки обладнання.

Такий підхід можна вважати доволі актуальним при проектуванні валкових пресів для брикетування дрібнофракційних матеріалів, бо він доволі близько відповідає реальним емпірично складеним умовам створення даних машин.

Модель контактів і каналів (C&CM) Альберса базується на аналогіях із будівельними технологіями, де система розглядається як набір блоків під час декомпозиції [27]. В процесі проектування головною метою є об'єднання цих блоків у єдину структуру шляхом перевірки точного відповідності властивостей блоків для ефективного та правильного їх взаємозв'язку. Щодо проектування брикетних пресів, такий підхід може бути актуальним, оскільки при використанні модульного принципу базові конструктивні модулі групуються так, щоб з них можна було синтезувати надійну та ефективну конструкцію. З іншого боку, під час проектування пресів важливо, щоб певні деталі та вузли з'єднувалися у єдину конструкцію лише при відповідності заданим умовам та конструктивній відповідності один одному.

Дизайн для X (DfX) – це узагальнена термінологія для сімейства методологій, розроблених та впроваджених з метою покращення характеристик/індикаторів об'єкта проектування, а також процесу проектування з певної перспективи, представленої символом X [28-30]. Наприклад, X може визначати:

- конкретну характеристику (наприклад, вартість, якість, час виконання замовлення, ефективність, гнучкість, ризик або вплив на навколишнє середовище);

- фазу життєвого циклу продукту (наприклад, виробництво деталей, збірка, розповсюдження, обслуговування або утилізація) або один із підпроцесів (наприклад, захоплення або подача матеріалу, що обробляється машиною).

Цей підхід виявляється ефективним у випадку розробки валкових пресів, коли наявні значні досягнення в даному напрямку, а також чітко визначені вимоги до проектування, альтернативи базових проектних рішень вже відомі.

Методи прийняття рішень в області проектування розглядалися як повторюваний процес, а не як відокремлена подія [31-34]. Цей підхід був вперше запропонований Гербертом Саймоном. Процес прийняття рішень у широкому контексті включає формування альтернативних варіантів дизайну, розробку системи оцінювання для аналізу альтернатив та, врешті-решт, вибір найбільш привабливої альтернативи дизайну.

Дослідження в галузі методів прийняття проектних рішень зазвичай передбачає, що створення альтернативних варіантів конструкції не представляє собою проблеми; скоріше, основна трудність полягає в обранні одного з наявних варіантів. Для здійснення оптимального вибору проектувальникам необхідно чітко сформулювати цілі проектування і вміло оцінювати чи прогнозувати показники ефективності альтернатив в порівнянні з визначеними цілями в умовах невизначеності.

Це також відноситься до умов проектування валкових пресів, де можливість розробки широкого спектру конструктивних рішень призводить до великої кількості варіантів. У таких умовах вибір конкретного проектного рішення для забезпечення ефективного використання його у складі технологічної лінії брикетування стає завданням, пов'язаним із значною невизначеністю. Тому ключовим аспектом стає вибір, базований на досвіді розробників та фахівців, які працюють із цим типом обладнання.

Матриця структури проекту (DSM), також відома як метод структури залежностей, матриця структури залежностей, матриця вирішення проблем (PSM), матриця інцидентності, N-квадратна матриця або матриця пріоритету дизайну [35, 36], представляє собою підхід до управління складними системами, зосереджуючись на інформаційних потоках та взаємозалежностях всередині та між різними областями, такими як просторова, енергетична, інформаційна та матеріальна області. DSM широко використовується для різноманітних цілей, таких як структурування та кластеризація компонентів продукту. Концепція DSM була розглянута в роботах Браунінга, а метод модуляції на основі концепції DSM був описаний Піммлером та Еппінгером.

DSM представляє собою матричне візуальне представлення, наприклад, машини чи агрегату. Застосовуючи алгоритми кластеризації, можна ідентифікувати модулі, що складаються з даної

машини, використовуючи інформацію, яка зберігається в матриці структури проекту.

На сьогодні існує низка комп'ютерних програм, які використовують DSM. Проте, створення та використання DSM для розв'язання конкретних завдань вимагає значного часу та глибоких знань про об'єкт та область проектування від різних фахівців. Важливо відзначити, що при проектуванні валкових пресів за модульним принципом застосування методу матриці структури проекту може бути потенційно ефективним, але на практиці його реалізація є складною задачею.

Емерджентний синтез [37, 38] є методом, спрямованим на управління складними системами, де взаємодії між локальними компонентами формують глобальну поведінку. Цей підхід використовує як висхідні, так і нисхідні стратегії для досягнення цілей всієї системи. Застосування емерджентності дозволяє розробляти ефективні та адаптивні рішення, враховуючи локальні та глобальні цілі конструювання. Компоненти системи утворюють ієрархію конструкції так, щоб досягти оптимальних параметрів проекту в цілому. Такий підхід виглядає перспективним для розвитку сучасних методів проектування валкових пресів.

Аналіз видів і наслідків відмов (FMEA) [39] представляє собою систематичний підхід до розгляду проблем, пов'язаних з відмовою обладнання, і був розроблений у 1960-х роках в аерокосмічній промисловості США.

Процедура FMEA для умов проектування валкового преса охоплює наступні етапи:

1. Визначення параметрів та моделювання валкового преса, враховуючи технологічний процес брикетування.
2. Виявлення потенційних режимів відмови преса та його компонентів.
3. Висновок щодо ймовірності відмови преса через кожний режим відмови.
4. Розрахунок міри критичності кожного режиму відмови на основі виникнення режиму відмови, серйозності відмови преса та виявлення режиму відмови.
5. Удосконалення конструкції преса з урахуванням розрахованої міри критичності.

Однак FMEA залишається недостатньо формалізованим і в значній мірі залежить від рівня кваліфікації та практичного досвіду фахівців. Крім того, ускладнюється процес визначення міри критичності, що обмежує використання цього методу в сучасних системах автоматизованого проектування (САПР).

Метод Хансена – визначає систему як чітко розмежовану частину

реальності, яка має: відносини із навколишнім середовищем (U), структуру (S) та функцію (F) [40, 41].

Властивості системи (вектора P) формально можна виразити так:

$$P = \{U, F, S\} \quad (1)$$

Таким чином, ключовою проблемою інженерного проектування є відносини між набором функцій та наборами структур, які, загалом, характеризуються виразами (2), (3), в яких подвійна стрілка позначає багатоваріантне відображення:

$$\text{Аналіз: } S \to F \quad (2)$$

$$\text{Синтез: } F \Rightarrow S \quad (3)$$

Отже, метод, розроблений Хансеном, відіграв важливу роль у розвитку структурно-параметричного аналізу та синтезу машин і технічних систем. Цей підхід є особливо цікавим, оскільки багато розробників сучасного обладнання, зокрема в металургійній галузі, визнають ефективність рішень, які виникають при використанні методів структурно-параметричного аналізу та синтезу.

Метод Хубки та Едера [42, 43] – у дуже спрощеному формулюванні даний метод базується на наступних складових:

1. Міркування про проектовані об'єкти та його властивості (теорія технічних систем).
2. Заяви та рекомендації про процес та корисні операції у проектуванні (методологія та процес проектування).
3. Концепція структурування знань, пов'язаних із проектуванням.

Ядро підходу Хубки та Едера представляється так:

1. Загальна модель процесу трансформації, яка служить для визначення мети та завдань технічної системи, яка буде або розробляється, і яка може бути адаптована до різних фаз життя системи.
2. Модель, що відноситься до видів структур технічної системи, які послідовно встановлюються відповідно до етапів процесу проектування (мета, внутрішній процес, функції, органи, компоненти).
3. Структура (системних) властивостей, які визначають та описують технічний продукт чи систему після того, як вони були спроектовані.

Метод комплексного розвитку продукту Андреасена [44, 45] відноситься до категорії інтегрованих моделей проектування машин та систем, де процеси пов'язані з трьома ключовими аспектами – потребами ринку, об'єктом проектування та виробництвом.

В окремих методологіях проектування існує ризик фокусування лише на формулюванні сценаріїв для етапу розробки, замість створення структури для керівництва процесами на даному етапі. Андреасен визнав це, врахувавши відмінність між переходом між

фазами у процесі розробки машин та необхідними процесами.

Цикл розробки машини відповідно до цього методу виглядає так:

1. Визнання необхідності розробки нової машини чи її модифікації.

2. Дослідження потреби – встановлення потреб, які задовольняються даною машиною відповідно до її типу, класу та реалізованого нею процесом.

3. Принцип машини – формується уявлення про параметри та умови експлуатації машини та загальні принципи її побудови, визначаються методи та способи виробництва, оцінюються параметри у співвідношенні з аналогічними машинами конкурентів.

4. Проектування машини – оцінюється можливість реалізації процесу виготовлення машини, виробничі процеси та становище на ринку обладнання.

5. Підготовка виробництва – включає підготовку до виробництва, модифікацію машини для умов виробництва, розробка заходів щодо передпродажної підготовки.

6. Етап реалізації – процес виготовлення машини, адаптація у процесі виробництва, продаж.

Метод Коллера [46] представляє собою фізично та алгоритмічно орієнтований підхід до проектування, в якому визначаються етапи, завдання, типи виконуваних дій та прийняті рішення. Ця модель адаптується до відомих етапів проектування, таких як прояснення завдання, функціональне обґрунтування, пошук принципів роботи, компонування та детальне проектування.

Метод Коллера відомий обширними каталогами принципів рішення, систематизованими за типами базових операцій та їх комбінаціями введення/виведення. Цей підхід також відзначається значними розширеннями, зокрема в сфері систематичних варіацій концепцій та схем, порівняно з іншими методами, розробленими іншими авторами.

У 1970-х роках Коллер активно займався розробкою програмного забезпечення для систем автоматизованого проектування (САПР), що завжди пов’язувалося з методологією проектування.

Метод Пала і Бейтса [47], визнаний одним із найбільш використовуваних у промисловості та освіті, базується на ретельному аналізі технічних систем, системному підході та процесах вирішення проблем. Основна мета цього методу полягає в адаптації загальних положень до вимог процесу проектування машинобудівельних систем та включенні конкретних етапів роботи та прийняття рішень.

У цьому методі проектування центральним видом є прогнозування життєвого циклу машини.

Сам процес проектування чи розробки машини розбивається на

чотири основні етапи: планування та уточнення завдань; концептуальне проектування; здійснення проекту; детальне проектування.

Розгортання функції якості (QFD) [48] – розробляється виходячи з виробничого досвіду. Спочатку QFD було визначено як покрокова процедура для систематичного розгортання процесів чи функцій розробки продукту, які сприяють досягненню необхідної якості продукції.

Практичні етапи процесу QFD можуть бути різними залежно від типів розробок, таких як: удосконалення існуючих розробок, новітні розробки, розробки для масового виробництва, елементи, зроблені на замовлення, елементи іншої якості. Стандартизовані кроки QFD виглядають так:

1. Якісне використання: відображення летких органічних сполук у вимірних характеристиках якості продукту, структурі продукту, а потім у компонентах продукту.

2. Розгортання технологій: відображення структури продукту та компонентів у технологічних елементах та виробничих процесах.

3. Розгортання витрат: перерахування статей витрат відповідно до розгортання технологій.

4. Розгортання надійності: FMEA (аналіз видів та наслідків відмов) на основі результатів трьох попередніх кроків.

Застосування методів QFD нині спрямовано створення екологічно безпечних проектів, що може бути доволі цікаво при створені валкових пресів, які, в більшості варіантів, є складовою ліній з переробки техногенних сировинних матеріалів.

Метод Рота [49, 50] – явно ставиться до завдань проектування та виключає ті кроки, які відбуваються після завершення проектування, хоча структура моделі підходить для всієї фази розробки. Цей метод можна вважати цілком прийнятним для проектування валкових пресів.

Модель процесу проектування визначає чотири різні етапи:

1. На етапі формулювання завдання проектування визначається вказівкою функцій.

2. На функціональній фазі об'єкт розробки розвивається у кілька концепцій шляхом визначення різних функцій об'єкта, фаза закінчується порівнянням концептуальних функцій із заданими функціями першої фази. За потреби на цьому рівні можливий перехід до будь-якого попереднього кроку. На цьому та наступному етапі слід звертатися до каталогу проектних рішень.

3. На етапі проектування форми функціональна концепція об'єкта проектування буде деталізована шляхом визначення форми, матеріалів, методів виробництва та витрат. Після деталізації

властивості розробленого продукту порівнюватимуться з його функціональними вимогами, визначеними першому етапі.

4. На етапі результатів спроектований об'єкт буде підготовлений до виробництва шляхом створення виробничих креслень виготовлення.

Метод Тагучі [51] націлено на покращення якості продукції та процесів протягом усього життєвого циклу машини, здійснюючи підхід до надійного проектування. Цей метод визначає параметричне проектування як ключову складову, де встановлюються фактори управління та їх значення, спрямовані на мінімізацію чутливості якості продукту до негативних зовнішніх факторів під час експлуатації машини. Зазвичай метод Тагучі використовується у поєднанні з іншими методами.

Для оцінки якості продукції впроваджено концепцію функції втрат. Функція втрат вимірює втрати користувача при використанні машини, враховуючи втрати, спричинені змінами функцій машини та іншими факторами, такими як вартість та побічні ефекти. Розрахунок втрат здійснюється за допомогою середньоквадратичного відхилення від цільового значення. Різноманіття в функціях продукту пояснюється впливом різних факторів шуму, таких як:

- Внутрішній шум, що включає варіації та знос компонентів тощо.
- Зовнішній шум, пов'язаний з умовами використання та довкіллям тощо.
- Виробничий шум.

Надійне проектування за методом Тагучі включає два основних етапи:

1. Параметричне проектування: Спочатку визначаються всі значущі контрольні фактори, і формується необхідний набір функціональних експериментів відповідно до методу, який аналогічний плануванню експерименту на основі наперед визначених ортогональних масивів. Проведення функціональних експериментів можливо з використанням комп'ютерного моделювання, при цьому в імітаційну модель вводяться відповідні коефіцієнти шуму. Результати експериментів оцінюються за величиною відношення сигнал/шум (S/N), що відображає стійкість функціональних характеристик машини відносно шумів. Аналізуючи значення відношення сигнал/шум для кожного контрольного фактора, можна визначити їхню відносну важливість та оптимальні рівні.

2. Проектування з допусками: Для деталізації параметричного проектування та досягнення ефективного балансу між функціональністю машини та іншими факторами, такими як вартість,

визначаються точні налаштування допусків для керуючих факторів. Задаються значення допусків, і проводяться функціональні експерименти, що аналогічні параметричному проектуванню.

На сучасному етапі метод Тагучі розширено для використання в програмному забезпеченні та інших областях розробки, він може вважатись доволі перспективним для використання при проектуванні брикетного обладнання, включаючи всі елементи технологічної лінії, в т.ч. валковий прес.

Методологія загального проектування Пьюга [52] встановлює фундамент для структурованої моделі процесу проектування, що широко використовується промисловими фахівцями на практиці. Це визначається його основним елементом – "Процес відбору концепцій", який дозволяє ітеративно обирати найкращу концепцію із численних кандидатів на основі заданих критеріїв, використовуючи матрицю вибору концепцій (відому як матриця П'юга). Метод може застосовуватися не лише на етапі концептуального проектування загальних проектних рішень, але також для вибору концепцій загальної архітектури системи, підсистем та окремих компонентів. Ядром методології Пьюга є "Специфікації проекту об'єкта, що створюється".

У порівнянні з іншими методами, методологія Пьюга відзначається своєю простотою та зручністю використання, чого підтверджено численними промисловими застосуваннями. Також важливо відзначити, що метод Пьюга може бути успішно інтегрований з методом якості функції (QFD). На базі методу Пьюга розроблено значну кількість додаткових розробок, зокрема, розгортання покращеної функції якості та розгортання функції екологічності.

Метод ТВВЗ (Теорія вирішення винахідницьких завдань), зокрема описаний у роботах [53-55], виник шляхом спостереження за інваріантами, які є характерними для еволюції технічних об'єктів. В рамках вирішення завдань проектування в ТВВЗ конкретна проблема переосмислюється як більш загальна, розв'язується за допомогою інструментарію ТВВЗ і потім знову трансформується назад у конкретну ситуацію. Методологія ТВВЗ акцентує увагу на концепції ідеального кінцевого результату та спрямовує користувача в напрямку зближення до винахідницьких рішень для конкретної проблеми, уникаючи компромісів, як потенційного варіанту вирішення. Такий підхід стоїть у контрасті з іншими методами проектування, які ґрунтуються на взаємодії ідей для виникнення нових пропозицій та, як правило, надають перевагу великій кількості ідей. Виявлення протиріч та застосування принципів вирішення підкреслюють можливі обмеження в наявних знаннях і, таким чином, вказують на систематичний підхід до інтеграції нових компетенцій та технологій. Окрім розв'язання конкретних

завдань, ТВВЗ також включає узагальнені закони розвитку для прогнозування еволюції технічних систем та машин.

Деякі підприємства обмежуються інтеграцією конкретних інструментів ТВВЗ або впровадженням спрощених інноваційних методологій, що базуються на ТВВЗ. У той час як інші прикладають зусилля, навчаючи своїх співробітників класичній ТВВЗ.

Відмінність успіху застосування цього методу відзначається німецькими промисловцями, які розглядають ТРВЗ як ефективний підхід до розв'язання проблем і вказують на економічну вигоду від «досить високої» до «дуже високої» для 57% компаній, які використовують ТРВЗ. Це підтверджується зростаючою участю компаній у конференціях з ТРВЗ та розширенням бази передплатників на публікації із цієї тематики.

Універсальна теорія проектування (УТП) [56, 57], розроблена науковцями під керівництвом Ганса Грабовські, та представляє собою концептуальний підхід, який інтегрує компактним та послідовним способом інформацію з різних галузей наукових дисциплін, таких як машинобудування, матеріалознавство, інформатика, хімія, хімічна інженерія або фармацевтика. УТП становить наукову основу для систематизації міждисциплінарних розробок продуктів, спрямовану на поліпшення ефективності та надійності виробів.

Метод Ульмана [58] спрямований на систематизацію процесу проектування механічних систем. Його методологія розглядається як системне проектування, що охоплює етапи визначення параметрів механічної системи, розробку проектних специфікацій, концептуальний проект, детальне проектування, розробку та тестування готової машини. На концептуальному рівні цей підхід виявляє небагато відмінностей в порівнянні з раніше розглянутими методами. В методології Ульмана ключовим аспектом є комунікація, яка ґрунтується на спільному розумінні термінології, використовуваної у процесі проектування. Учасники розробницького колективу мають використовувати спільні терміни для опису об'єктів, процесів, методів і дій.

Метод Ульріха та Еппінгера [59] фокусується переважно на аспектах «розробки продукту», які є складними, порівняно з простим інженерним проектуванням. Практичне втілення цього методу розпочинається з детального визначення планування продукту, конкретизації його визначення і навіть врахування маркетингових аспектів. Щодо інженерного проектування, метод висвітлює важливість системної архітектури, охоплюючи такі аспекти, як модульна архітектура, виробничі вимоги (DfX, вартість і т.д.) і аспекти процесу (паралелізм процесів).

За концепцією Ульріха та Еппінгера, архітектура машини може

бути визначена у вигляді специфікації, в якій функціональні елементи організовані в «фізичні блоки», тобто елементи, кожен з яких виконує певні функції. Важливою характеристикою архітектури є її модульність або інтегральність. Машини, побудовані на принципі модульності, складаються з блоків, що включають в себе конкретний набір функціональних елементів, і мають чітко визначені взаємодії з іншими блоками.

Дії, які передбачає даний метод у процесі проектування:1. Створення схематичного зображення машини; 2. Формування компонентів кластера у межах цієї схеми; 3. Створення жорсткого геометричного макету; 4. Визначення фундаментальних та випадкових взаємодій.

Висновки

Сучасні методи проектування машин можна розділити на дві основні категорії:

1. Теоретичні методи, які переважно використовуються в процесах навчання інженерів.
2. Методи, що застосовуються як у навчанні, так і на практиці в умовах реального виробництва. Це супроводжується активною гібридизацією відомих методів, їх комбінуванням та поєднанням.

Раніше класичні методології проектування підкреслювали важливість системного підходу до проектування, починаючи з функціональних міркувань, проте не розглядали, як досягти інноваційного результату в процесі проектування.

Проте останнім часом в промисловості все більше використовується інноваційне проектування, що передбачає створення принципово нових конструкторських та технічних рішень, а також використання модульності в зборці, синтезу та структурування конструкцій машин. З цієї причини, наприклад, теорія вирішення винахідницьких завдань набуває популярності, як метод розширення інноваційних можливостей.

У розробці вдосконаленого системного підходу до створення валкових брикетних пресів перспективною є розробка гібридного системного підходу, що об'єднує різні методи проектування деталей, вузлів та машин в цілому.

Раніше вказувалося, що методи проектування перебувають у процесі активного розвитку. Тому в процесі вдосконалення системного підходу до проектування валкових пресів необхідно уникати повного відкидання класичних методів проектування. Це пояснюється тим, що на сучасному етапі існують приклади успішного використання нових методик проектування, які інтегрують елементи класичної теорії проектування з інноваційним підходом, що дозволяє досягати

ефективних практичних результатів. Одночасно з розробкою сучасного системного підходу до створення валкових брикетних пресів, окрім базових знань теорії та методології проектування, необхідно враховувати три важливі аспекти:

- Досвід у створенні складних багатопрофільних машин та агрегатів, при створенні яких враховується взаємодія значної кількості параметрів та факторів (конструктивних, технологічних, експлуатаційних тощо).
- Використання у побудові методик проектування пресів сучасних інструментів галузі цифрової та віртуальної інженерії (CAD, CAE, CAM тощо) для підвищення ефективності вирішення проектних завдань.
- Врахування сучасних умов глобалізації інженерних рішень, стандартизації конструктивних елементів та баз даних деталей та вузлів машин при розробці методів пошуку раціонального конструктивного рішення пресів.

Перелік посилань / References

1. Pahl, G., Beitz, W., Feldhusen, J., & Grote, K-H. (2007). *Engineering Design – A Systematic Approach*. Wallace K, Blessing L (Trans. and Eds.) 3rd ed. Springer, Berlin
2. Ulrich, K. T., & Eppinger, S. D. (2008). *Product Design and Development*. 4th Edition, McGraw-Hill, New York
3. Ullman, D. G. (2002). *The Mechanical Design Process*. McGraw Hill
4. Pugh, S. (1991). *Total Design: Integrated Methods for Successful Product Engineering*. Prentice Hall, New York
5. Dixon, J., & Poli, C. (1995). *Engineering Design and Design for Manufacturing: A Structured Approach*. Field Stone Publishers, Conway, MA
6. Tomiyama, T (1997). A Note on Research Directions of Design Studies. In Riitahuhta A, (Ed.) WDK 25, *Proceedings of the 11th ICED*, Vol. 3. Tampere University of Technology, Tampere, Finland, pp. 29–34
7. Andreasen, M. M, & Hein, L. (1987). *Integrated Product Development*. Springer, New York
8. Tomiyama, T., & Yoshikawa, H. (1987). Extended General Design Theory. In Yoshikawa H, & Warman EA, (Eds.) *Design Theory for CAD*. North-Holland, Amsterdam, pp. 95–130
9. Rodenacker, W. G. (1976). *Methodisches Konstruieren: Grundlagen, Methodik, praktische Beispiele*. Springer, Berlin.
10. Roth, K. (1982). *Konstruieren mit Konstruktionskatalogen*, vol. II/ Kataloge. Springer, Berlin
11. VDI. (1993). *VDI 2221: Systematic Approach to the Development and Design of Technical Systems and Products*. Beuth Verlag
12. VDI. (1997) *VDI 2222: Part 1. Methodic Development of Solution Principles*. Beuth Verlag
13. Tomiyama, T. (2006). A Classification of Design Theories and Methodologies. *Proceedings of the 2006 ASME IDETC*, Paper No. DETC2006-

99444, ASME

14. Tomiyama, T., & Yoshikawa, H. (1987). Extended General Design Theory. In Yoshikawa H., Warman EA, (Eds.) *Design Theory for CAD*. North-Holland, Amsterdam, pp. 95–130

15. Kakuda, Y., & Kikuchi, M., (2001). Abstract Design Theory. *Annals of Japan Association of Philosophical Science*, 10(3), 19–35

16. Grabowski, H., Rude, S., Grein, G., Meis, E., & El-Mejbir, E. (1998). Universal Design Theory: Elements and Applicability to Computers. in Grabowski, H., Rude, S., Grein, G., (Eds.) *Universal Design Theory*. Shaker Verlag, Aachen, pp. 209–220

17. Finger, S., & Dixon, J.R. (1989). A Review of Research in Mechanical Engineering Design. Part II: Representations, Analysis, and Design for the Life Cycle. *Research in Engineering Design*, 1(2), 121–137

18. Horva'th, I. (2004). A Treatise on Order in Engineering Design Research. *Research in Engineering Design*, 15(3), 155–181

19. Finger, S., & Dixon, J. R. (1989). A Review of Research in Mechanical Engineering Design. Part I: Descriptive, Prescriptive, and Computer-based Models of Design Processes. *Research in Engineering Design*, 1(1), 51–67

20. Morgan, J. M., & Liker, J. K. (2006). *The Toyota Product Development System: Integrating People, Process and Technology*. Productivity Press, Seattle, WA

21. Gu, P., Hashemian, M., & Nee, A. Y. C. (2004). Adaptable Design. *Annals of CIRP*, 53(2),539–557

22. Suh, N. P. (1990) *The Principles of Design*. Oxford University Press, Oxford

23. Weber, C. (2005). CPM/PDD – An Extended Theoretical Approach to Modelling Products and Product Development Processes. *Proceedings of the 2-nd German Israeli Symposium on Advances in Methods and Systems for Development of Products and Processes*, Fraunhofer-IRB-Verlag, Stuttgart, pp. 159–179

24. Weber, C. (2007). Looking at 'DFX' and 'Product Maturity' from the Perspective of a New Approach to Modelling Product and Product Development Processes. In *The Future of Product Development*. Springer, Berlin, pp. 85–104

25. Warmack, J. P., & Jones, D. T. (1991). *The Machine that Changed the World: The Story of Lean Production*. Harper Perennial, New York

26. Sohlenius, G. (1992). Concurrent Engineering. *Annals of CIRP*, 41(2), 645–656

27. Albers, A., & Alink, T. (2007). Support of Design Engineering Activity for a Systematic Improvement of Products. In *The Future of Product Development*. Springer, Berlin, pp. 105–114

28. Farmer, L. E., & Gladman, C. A. (1986). Tolerance Technology – Computer-based Analysis. *Annals of CIRP*, 35(1), 7–10

29. Finger, S., & Dixon, J. R. (1989). A Review of Research in Mechanical Engineering Design. Part I: Descriptive, Prescriptive, and Computer-based Models of Design Processes. *Research in Engineering Design*, 1(1), 51–67

30. Finger, S., & Dixon, J. R. (1989). A Review of Research in Mechanical Engineering Design. Part II: Representations, Analysis, and Design for the Life Cycle. *Research in Engineering Design*, 1(2), 121–137

31. Simon, H. A. (1960). *The New Science of Management Decision*. Harper and Row, New York, NY

32. Nikolaidis, E., Ghiocel, D. M., & Singhal, S., (Eds.) (2004). *Engineering Design Reliability Handbook.* CRC Press, Boca Raton, FL

33. Keeney, R. L. (2004). Stimulating Creative Design Alternatives Using Customer Values. *IEEE Transactions on Systems Man and Cybernetics*. *Part C. Applications and Reviews*, 34(4), 450–459

34. Suh, N. P. (1990). *The Principles of Design*. Oxford University Press, Oxford

35. Browning, T. R. (2001). Applying the Design Structure Matrix to System Decomposition and Integration Problems: A Review and New Directions. *IEEE Transactions on Engineering Management*, 48(3), 292–306

36. ProSTEP. (2008) *HOPE: Fields of Research for the Holistic Optimization of Product Creation, White Paper*. ProSTEP iViP Association

37. Ueda, K., Fujii, T., & Inouel, R. (2007). An Emergent Synthesis Approach to Simultaneous Process Planning and Scheduling. *Annals of CIRP*, 56(1), 463–466

38. Ueda, K., Kito, T., & Takenaka, T. (2008). Modelling of Value Creation Based on Emergent Synthesis. *Annals of CIRP*, 57(1), 473–476

39. Rausand, M., & Høyland, A. (2004). *System Reliability Theory: Models, Statistical Methods, and Applications* (2nd ed.). Wiley. p. 88

40. Hansen, F. (1974). *Konstruktionswissenschaft – Grundlagen und Methoden*. 2nd ed. Hanser-Verlag, Munchen-Wien. http://www.dmg-lib.org/dmglib/main/portal.jsp?mainNaviState=browsen.docum.meta&id=4892009

41. Hansen, F. (1966). *Konstruktionssystematik*. 3rd ed. VEB-Verlag Technik, Berlin. http://www.dmg-lib.org/dmglib/main/portal.jsp?mainNaviState=browsen.docum.meta&id=4886009

42. Hubka, V. (1976). *Theorie der Konstruktionsprozesse*. Springer, Berlin/Heidelberg

43. Hubka, V., & Eder, W. E. (1996). *Design Science*. Springer, London

44. Andreasen, M. M. (1994). Modelling- The Language of the Designer. *Journal of Engineering Design*, 5(2), 103–115

45. Andreasen, M. M., & Hein, L. (1987). *Integrated Product Development*. Springer, New York, NY

46. Koller, R. (1998). *Konstruktionslehre fur den Maschinenbau*. 4th ed. SpringerVerlag

47. Pahl, G., Beitz, W., Feldhusen, J., & Grote, K-H. (2007). *Engineering Design – A Systematic Approach*. Wallace, K., Blessing, L. (Trans. and Eds.) 3rd ed. Springer, Berlin

48. Mizuno, S., & Akao, Y. (1993). *QFD: The Customer-driven Approach to Quality Planning & Deployment*. Asian Productivity Organization, Tokyo

49. Roth, K. (1982). *Konstruieren mit Konstruktionskatalogen*, vol. I. Konstruktionslehre. Springer, Berlin

50. Roth, K. (1982). *Konstruieren mit Konstruktionskatalogen*, vol. II. Kataloge. Springer, Berlin

51. Taguchi, G. (1987). *The System of Experimental Design Engineering Methods to Optimize Quality and Minimize Cost*, vols. 1 and 2. American Supplier Institute, Dearborn, MI

52. Pugh, S. (1991). *Total Design: Integrated Methods for Successful Product Engineering*. Prentice Hall, New York

53. Altshuller, G. (1999). *The Innovation Algorithm*. Technical Innovation Center, Worcester, MA

54. Cavallucci, D., & Weil, R. (2001). Integrating Altshuller's Development Laws for Technical Systems into the Design Process. *Annals of CIRP*, 50(1), 115–120

55. Journal of the European TRIZ Association: INNOVATOR, ISSN 1866-4180 https://etria.eu/portal/index.php/innovator-etria-official-journal

56. Grabowski, H., & Lossack, R. (2000). The Axiomatic Approach in the Universal Design Theory. *Proceedings of the First International Conference on Axiomatic Design, Cambridge*, MA, June 21–23

57. Grabowski, H., Rude, S., Grein, G., Meis, E., & El-Mejbir, E. (1998). Universal Design Theory: Elements and Applicability to Computers. In Grabowski, H., Rude, S., Grein, G. (Eds.) *Universal Design Theory*. Shaker Verlag, Aachen, pp. 209–220

58. Ullman, D. G. (2002). *The Mechanical Design Process*. McGraw Hill

59. Ulrich, K. T., & Eppinger, S. D. (2007). *Product Design and Development*. McGraw-Hill, New York

K. V. Baiul[1,2], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-1426-7956
S. V. Vashchenko[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-8344-961X
A. Yu. Khudyakov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-6507-1120
A. V. Zinchenko[3], Ph. D. (Pys.-Math.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-0281-6663
Yu. S. Semenov[1], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-2299-5742
N. O. Solodka[1,2], Ph. D. (Tech.), Senior Researcher, Assoc. Prof., ORCID 0000-0002-7545-4969

[1] *Iron and Steel Institute of Z. I. Nekrasov National Academy of Sciences of Ukraine*
[2] *Ukrainian State University of Science and Technologies*
[3] *Institute of Transport Systems and Technologies of the National Academy of Sciences of Ukraine*

ANALYSIS OF MODERN APPROACHES AND METHODS FOR DESIGNING MECHANICAL EQUIPMENT, WHICH CAN BE APPLIED IN THE DEVELOPMENT OF A CONTEMPORARY SYSTEMATIC APPROACH TO CREATING ROLLER BRIQUETTING PRESSES

Abstract. The objective of this work is to analyze modern design approaches and explore their potential application in developing a contemporary system approach to designing roller briquette presses. The analysis and classification of fundamental approaches in the theory and methodology of design have been conducted. It is emphasized that there is still no universally accepted approach to the design of roller presses. This lack of uniformity arises from the diverse array of structural solutions, components, and details inherent in presses. Furthermore, methods for determining briquetting process parameters and press equipment operation modes are actively evolving. The nomenclature of briquetting materials is expanding, and there are

ongoing changes in equipment management systems. The design field is witnessing the active incorporation of new materials, structural details, and components. In addition to covering the fundamentals of general theory and design methodology, this work offers an overview and analysis of established methods for designing machines, technical systems, and processes. These methods are closely related to the specified theory and can be applied to enhance the system approach to designing roller presses.

Key words: roller presses, briquetting, system approach, design theory and methodology.

For citation: Baiul, K. V., Vashchenko, S. V., Khudyakov, A. Yu., Zinchenko, A. V., Semenov, Yu. S., & Solodka, N. O. (2023). Analysis of modern approaches and methods for designing mechanical equipment, which can be applied in the development of a contemporary systematic approach to creating roller briquetting presses. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 534-556. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-534-556

Стаття надійшла до редакції збірника 03.10.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-557-577
УДК 621.774.36

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 «МСК»*

ШЛЯХИ ПОЛІПШЕННЯ ГАЛЬМУВАННЯ РУХОМИХ ЧАСТИН ПОДАВАЛЬНОГО АПАРАТА ПІЛІГРИМОВОГО СТАНА

Анотація. Одним з основних факторів, від яких залежить успішна прокатка труб на пілігримових станах є робота подавальних апаратів, що визначає в значній мірі продуктивність станів та якість труб. Розглянули недоліки подавальних апаратів пілігримових станів, котрі експлуатуються в Україні. Одним з основних недоліків цих подавальних апаратів є значна швидкість рухомих частин при зустрічі гільзи з валками, що обумовлено поганими умовами гальмування рухомих мас. Розглянуто основні напрямки поліпшення умов гальмування рухомих мас подавального апарата при задачі гільзи у валки пілігримового стана. В роботі розглянуті, серед інших, такі напрямки, як використання додаткових гальмівних пристроїв до основного гідравлічного гальма і удосконалення конструкції гідравлічного гальма. Одним з напрямків поліпшення гальмування рухомих частин є включення додаткового пружинно-гідравлічного буфера у систему гідравлічного гальмування. Представлено графік, який дозволяє обґрунтовано вибирати момент початку роботи буфера. Запропоновано подавальний апарат, у якому за рахунок зниження сили гальмування зменшується збурюючий вплив рухомих мас на каретку подавального апарата, внаслідок чого зменшується коливання каретки і розхід подач гільзи у валки в кожному пільгерному кроку. У новому подавальному апараті між гальмівною камерою і гідравлічною (водяною) камерою замість дросельного клапана і двох зворотних клапанів вбудовані переливні клапани плунжерного типу. Виконані розрахунки режимів гальмування рухомих частин подавального апарата. Визначені параметри пружини переливного клапана, прохідні перерізи каналів і клапанів, що забезпечують постійність сили гальмування на усьому шляху гальмування, за рахунок чого величина цієї сили зменшується приблизно у два рази. Наслідком цього є зменшення коливань каретки подавального апарата і поліпшення якості труб.

Ключові слова: пілігримовий стан, валки, подавальний апарат, труба, гільза, дорн, гальмівна камера, рухомі частини подавального апарата, пружинно-гідравлічний буфер, дросельний клапан, переливний клапан плунжерного типу, сила гальмування.

Посилання для цитування: Шляхи поліпшення гальмування рухомих частин 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.* 2023. Вип. 37. С. 557-577. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-557-577

Вступ. Прокатка труб на трубопрокатних агрегатах (ТПА) з пілігримовими станами є одним з основних способів виробництва труб широкого розмірного і марочного сортаменту з використанням різного виду заготовок: зливки, катанка, поковки, безперервно литі, відцентрово литі і ін. Одним з основних факторів, від якого залежить успішна прокатка труб на пілігримових станах, є робота подавальних апаратів, що визначає у значній мірі продуктивність і якість труб.

В дослідження і удосконалення конструкцій подавальних апаратів, котрі експлуатуються в Україні на ТПА з пілігримовими станами, значний вклад внесли співробітники ІЧМ (С. М. Кожевніков, А. В. Праздніков, А. М. Йоффе, В. І. Большаков, І. Б. Листопадов та ін.), ВНДТІ (О. А. Пляцковский, В. П. Поліщук і ін.), а також фахівці трубопрокатних заводів. Це дозволило у продовж багатьох років забезпечувати стабільну роботу подавальних апаратів пілігримових станів які експлуатувалися в Україні. Ще 15 років тому, в Україні працювало 3 ТПА з пілігримовими станами. В даний час число діючих ТПА з пілігримовими станами в Україні скоротилося до одного, при цьому в Україні експлуатується тільки пілігримовий стан 5-12" на ПрАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб».

Подавальним апаратам, котрі використовуються в даний час на ТПА з пілігримовим станом 5-12" ПрАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб» притаманні серйозні недоліки, обумовлені тим, що ці апарати не зазнавали серйозної модернізації. Ці подавальні апарати не забезпечують стабільність подачі гільзи у валки, точне кантування гільзи у кожному циклі прокатки на кут 90°, не робить гальмування рухомих частин у крайньому передньому положенні при задачі гільзи у валки, відсутня автоматична синхронізація роботи системи «валки – подавальний апарат».

За останні декілька десятиліть в Німеччині і Італії значний прогрес був досягнутий в створенні більш сучасних подавальних апаратів, котрі знаходяться в експлуатації на ТПА з пілігримовими станами за кордоном.

У той же час ці подавальні апарати характеризуються високими вимогами до експлуатації, обслуговування і проведення ремонтних робіт, що пов’язано з необхідністю дуже високої кваліфікації персоналу. Окрім цього, висока вартість таких апаратів, а їх необхідно для одного пілігримового стану не менше 2 штук викликає значні сумніви у їх

придбанні, особливо в сучасних умовах значної пропозиції над попитом, як на внутрішньому, так і світовому ринках металопродукції.

Нам представляється доцільнім на базі існуючих досліджень і конструктивних рішень проведення поетапної модернізації подавальних апаратів, які знаходяться в експлуатації на ТПА з пілігримовими станами в Україні.

Розглянемо основні шляхи поліпшення гальмування рухомих частин подавального апарата пілігримового стана:

- зниження мас рухомих частин подавального апарата (форголлера);
- зменшення маси повітряного циліндра форголлера;
- застосування декількох типорозмірів форголлера для всього сортаменту труб, що прокочуються;
- збільшення в'язкості гальмівної рідини;
- застосування додаткових гальмівних пристроїв до основного гідравлічного;
- зменшення ваги гільз, що прокочуються і дорнів;
- удосконалення конструкції гідравлічного гальма форголлера.

В німецькій технічній літературі форголлером називають частину подавального апарата, котра кріпиться на каретці і включає: повітряний робочий циліндр, пристрій гальмування рухомих частин, пристрій кантування гільзи.

Для зниження маси плунжера повітряного циліндра необхідно застосування сучасних матеріалів з меншою щільністю при тих же самих міцностних властивостях. Іншим напрямком є використання декількох типорозмірів форголлера для всього сортаменту труб, що прокочуються. Наприклад, для ТПА з пілігримовим станом 5-12" ПрАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб» з розміром труб $168-430$ мм доцільно використання двох типорозмірів форголлерів: для прокатки труб $\varnothing\, 168-245$ мм та для прокатки труб $\varnothing\, 273-430$ мм. Це дозволить підвищити швидкість прокатки труб $\varnothing\, 168-245$ мм до $65-80$ об/хв, а прокатка труб $\varnothing\, 273-430$ мм здійснюється з числом обертів валків $45-60$ об/хв.

Поліпшення гальмування рухомих частин, які приймають участь в процесі пілігримової прокатки може бути досягнуто за рахунок додаткових гальмівних пристроїв: додаткового гідравлічного, пневматичного, пружинного, пружинно-гідравлічного і ін.

Зменшення ваги гільзи і дорнів може бути досягнуто за рахунок використання порожнистих дорнів з внутрішнім діаметром $\varnothing\, 100-110$ мм при їх зовнішньому діаметрі $\varnothing\, 300$ мм та с внутрішнім діаметром $\varnothing\, 190$ мм при їх зовнішньому діаметрі

$\varnothing$ 415 – 430 мм. Так, наприклад, при зовнішньому діаметрі дорна $\varnothing$ 430 мм, внутрішньому діаметрі $\varnothing$ 190 мм та довжині дорна 5,5 м зниження ваги порожнистого дорна складе 18,5 % (4640 кг замість 5700 кг).

Перехід на прокатку труб на пілігримовому стані двохкратної довжини $\approx$ 24 м замість трьохкратної довжини $\approx$ 36 м дозволить зменшити вагу гільзи і також довжину дорна.

Пілігримові трубопрокатні стани відносяться до найбільш динамічним прокатним агрегатам в силу особливостей технологічного процессу і багатоцикловості пікових навантажень при прокатці кожної труби. Особливості гарячої прокатки гільзи у трубу на пілігримових станах полягає у періодичності взаємодії метала з валками, в обертанні валків назустріч гільзи що подається, в зворотно-поступальному русі гільзи вздовж осі прокатки, в кантування гільзи навколо своєї осі в період її руху к валкам стана.

Для здійснення цього процесу калібрам валків у діаметральному перерізі придається особлива конфігурація, котра включає в себе чотири ділянки: холостої, обтискної, полірувальної та випускної (випуск). Для здійснення подачі (накату) гільзи в передне положення до валків, кантуванні гільзи навколо своєї осі під час накату і повернення (відкату) гільзи в заднє положення під дією валків стана застосовуються подавальні апарати. Конструкція сучасних подавальних апаратів включає наступні основні елементи: повітряний робочий циліндр, пристрій гальмування рухомих частин, пристрій кантування гільзи, механізм подачі металу у валки. До складу рухомих частин подавального апарата пілігримового стана 5-12" ПрАТ «Інтерпайп Ніко Тьюб» входять гільза, що прокочується, дорн, дорнове кільце, дорновий замок, з'єднувальний ніпель і шпиндель (шток) з поршнем. Сумарна вага рухомих частин для діапазону труб діаметром від $\varnothing$ 168 мм до $\varnothing$ 377 мм, які прокочуються, знаходиться у діапазоні від 7645 кг до 12698 кг. Розгін рухомих частин у період накату здійснюється під тиском стиснутого повітря в поршневій порожнині повітряного циліндра. Час розгону знаходиться у межах $0,23 \div 0,29$ с, а час гальмування – $0,15 \div 0,19$ с в залежності від числа обертів валків і маси рухомих частин. Час розгону регулюється шляхом зміни початкового тиску повітря у робочому циліндрі, а час гальмування регулюється за допомогою дросельних клапанів, вбудованих у канали, котрі з'єднують гальмівну камеру з водяною камерою.

Експериментально встановлено [1, с. 141], що графік тиску рідини в камері гальмування представляє собою трикутник, основою якого служить довжина гальмівного шляху, а висота трикутника – це пікове

значення тиску порядку 10 МПа та більше. Причому, піковий тиск зсунутий до кінця гальмівного шляху. Такий тиск створює силу порядку 1350 кН і більше, яка прикладена до донця гальмівної втулки, а відповідно – до корпусу повітряного циліндра. Така сила сприяє збільшенню подачі метала в осередок деформації, виникненню гідроударів в гідроциліндрах повернення каретки, яка несе на собі робочий повітряний циліндр. І те, і інше неприпустимо.

Відомо [2], що форма імпульсу сили гальмування оказує вплив на шлях гальмування, а при заданому шляху – на час гальмування. В роботі [3] розглянуто чотири можливі варіанти форми графіків сили гальмування і показано, що найменша сила забезпечує задану роботу гальмування, якщо ця сила постійна на шляху гальмування.

В роботі [4] наведена методика розробки пружино-гідравлічного буферу, котрий повинен забезпечити в гальмівній камері замість трикутного графіка тиску рідини чотирикутний графік (рис. 1).

На рис. 1 в координатах: «шлях гальмування l_X» – ось абсцис, «тиск рідини p_T у камері гальмування» – ось ординат, суцільною жирною лінією СВА утирувано показаний графік зміни тиску на шляху гальмування на існуючих подавальних апаратах. Вершина В трикутника АВС зазвичай зсунута до кінця шляху гальмування так, що абсциса l_{BH} крапки В складає $l_{BH} = \frac{5}{8} l_T$. Лінія СВ відображає зростання тиску в гальмівній камері, коли уступ шпинделя входить в гальмівну втулку (рис. 2).

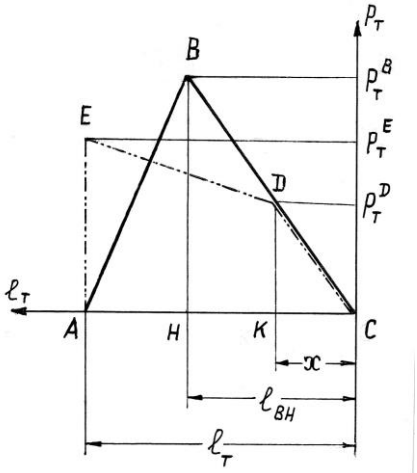


Рисунок 1 – Графік тиску рідини в гальмівній камері.

На рис.2 показаний робочий повітряний циліндр зі шпинделем

(плунжером) і поршнем, механізмом кантування рухомих частин (частково), водяною камерою і буфером.

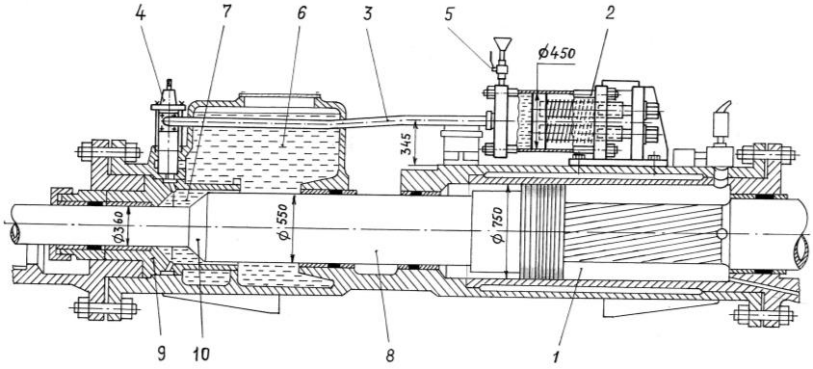


Рисунок 2 – Повітряний робочий циліндр подавального апарата з пружино-гідравлічним буфером: 1 – камера повітряного циліндра (поршнева порожнина); 2 – буфер; 3 – трубопровід; 4 – запірний вентиль; 5 – шаровий кран; 6 – водяна камера; 7 – камера гальмування; 8 – шпиндель (плунжер); 9 – гальмівна втулка; 10 – уступ шпинделя.

Тиск рідини з гальмівної камери 7 передається по трубопроводу 3 в поршневу порожнину буфера 2 крізь відкритий запірний вентиль 4. Поршень буфера 2 залишається нерухомим до тих пір, поки тиск в гальмівній камері 7 не збільшиться до крапки D на графіку рис. 1. Подальше зростання тиску в гальмівній камері 7 заставляє поршень буфера стискатися, при цьому збільшується об’єм рідини в поршневій порожнині і стискаються пружини буфера 2. Зростання тиску рідини в гальмівній камері 7 і поршневій порожнині буфера 2 відбувається по лінії DE, що забезпечується жорсткістю пружин буфера. Як тільки рухомі частини зупиняються, тиск досягає крапки Е.

В цей момент починається відкочування рухомих частин подавального апарата під дією валків пілігримового стана. При цьому на уступ 10 шпинделя 8, що утворює рухому стінку гальмівної камери, продовжує діяти тиск рідини, який утворюється пружинами буфера 2, що сприяє процесу прокатки гільзи.

Необхідною умовою до роботи буфера є рівність робіт сили гальмування при трикутному графіку і при чотирикутному графіку тиску рідини в гальмівній камері. Це означає, що прощі фігур ABC і AEDC повинні бути рівними. В роботі [4] вибір крапки D початку роботи буфера зроблений інтуїтивно, вважаючи, що тиск в крапці D повинен бути рівним половині пікового тиску в крапці В. Дослідимо

залежність відношення p_T^E / p_T^B від тиску p_D початку роботи буфера або, що теж саме, від шляху x руху шпинделя і усіх рухомих частин з моменту початку гальмування.

Напишемо вираження площі трикутника ABC:

$$F_{ABC} = \frac{1}{2} \cdot BH \cdot AC = \frac{1}{2} \cdot p_T^B \cdot l_T ; \quad (1)$$

де l_T – шлях гальмування.

Площа чотирикутника AEDC:

$$F_{AEDC} = \frac{AE + DK}{2} \cdot AK + \frac{1}{2} \cdot DK \cdot x = \\ = \frac{1}{2} \cdot \left(p_T^E + 1,6 \cdot \frac{p_T^B}{l_T} \cdot x \right) \cdot \left(l_T - x \right) + 0,8 \cdot \frac{p_T^B}{l_T} \cdot x \quad ; \quad (2)$$

де $DK = \frac{p_T^B}{l_{BH}} \cdot x$; $l_{BH} = \frac{5}{8} \cdot l_T$; $AK = l_T - x$.

З рівності (1) і (2) отримаємо

$$\left(p_T^E + 1,6 \cdot \frac{p_T^B}{l_T} \cdot x \right) \cdot \left(l_T - x \right) + 1,6 \cdot \frac{p_T^B}{l_T} \cdot x^2 = p_T^B \cdot l_T \ . \quad (3)$$

На рис. 3 показаний графік залежності відношення p_T^E / p_T^B від відношення x / l_T, тобто від пройденого шляху гальмування в долях від l_T до моменту початку надходження рідини в порожнину буфера. Графік дозволяє обґрунтовано обирати параметра буфера.

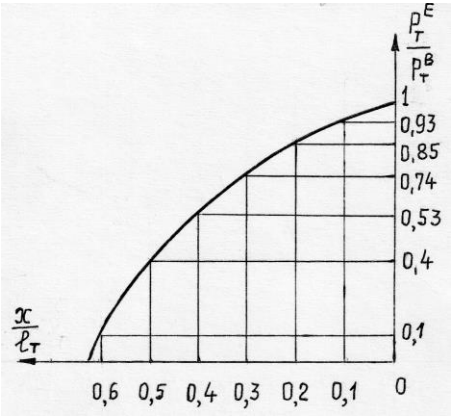


Рисунок 3 – Графік тиску рідини в гальмівній камері.

Відзначимо основні переваги, котрі забезпечує пружино-гідравлічний буфер на подавальному апарату.

При наявності буфера приблизно в 2 рази може бути знижене пікове навантаження на корпус подавального апарату при гальмуванні рухомих частин у стадії накочування. Це приводить до зменшення кидка подачі гільзи у валки, зменшенню гідравлічного удару в гідроциліндрах подачі і повернення каретки, зменшенню коливань каретки.

При відсутності пружино-гідравлічного буфера тиск рідини в гальмівній камері апарата на при кінці гальмування падає до дуже малого значення, яке визначається опором витікання рідини крізь отвори в днищі гальмівної втулки і крізь кільцевий зазор між шпинделем і втулкою. При цьому можливі удари уступу шпинделя в днище гальмівної втулки. Оператор стана не має можливості не допускати цих ударів до того моменту, поки не відбудиться зустріч гільзи з валками стана. При наявності пружино-гідравлічного буфера в гальмівній камері подавального апарата до моменту повної зупинки рухомих частин і після зупинки рідина знаходиться під тиском, який створюється пружинами буфера. Цей тиск зменшує кінетичну енергію рухомих частин, а відповідно, і силу удару уступу шпинделя по днищу гальмівної втулки, якщо швидкість їх не погашена і не відбулась зустріч гільзи з валками стана.

В процесі відкочування рухомих частин і відповідно пілігримової прокатки тиск рідини в гальмівній камері подавального апарата, що підтримується буфером, діє на уступ шпинделя в напрямку дії валків. Тому виключається пробуксовування валків відносно розкатаної частини гільзи і гофроутворення при прокатці тонкостінної труби.

Зміною попереднього стискання пружин буфера змінюється тиск p_T^D (рис. 1) в гальмівній камері подавального апарата і тим самим регулюється гальмівна дія буфера. Таке регулювання може здійснюватися дистанційно оператором стана за допомогою гідроприводу стискання пружин буфера.

Вважається, що динамічні навантаження головної лінії пілігримового стана за інших рівних умов залежить від швидкості зустрічі гільзи з валками.

Ємельяненко П. Т. [5] сформулював основну вимогу до механізму гальмування рухомих частин з гільзою – це механізація кінцевої швидкості, тобто швидкості зустрічі гільзи з валками. З закордонної практики відомо, що швидкість зустрічі гільзи з валками не перевищує $0{,}1$ м/с [6]. За допомогою відеозйомки було встановлено [7], що швидкість зустрічі досягає $1{,}3\ldots1{,}5$ м/с .автори роботи [1] рекомендують підтримувати цю швидкість у межах $0{,}3\ldots0{,}5$ м/с .

В роботі [8] аналітичним шляхом отримані результати, котрі говорять про те, що сила удару валків по нерухомій гільзі перевищує силу удару по гільзі, яка має у момент удару швидкість $V_0 > 0$. Так, для труби діаметром $\varnothing 168 \times 25$ мм горизонтальна сила удару при $V_0 = 0$ складає $2P_x = 2575$ кН, а при $V_0 = 1{,}57$ м/с – сила удару складає $2P_x = 1426$ кН.

Спробуємо пояснити цей «парадокс» без експериментальної перевірки. При зустрічі гільзи з валками стана при $V_0 > 0$ кінетична енергія рухомих частин переходить в роботу деформації гільзи, тобто $E_{пч} = A_д$. Переміщення рухомих частин відбувається «вперед», тобто у напрямку швидкості V_0. При зустрічі валків стана з нерухомою гільзою ($V_0 = 0$) валки стана здійснюють не тільки роботу деформації гільзи, но і роботу по переміщенню рухомих частин «назад»; тому кінетична енергія валків дорівнює сумі $E_в = A_д + A_{пч}$.

Целіков А. І. [9, с. 366] вважає, що для здійснення одній і той же деформації загальна витрата енергії не зміниться від того, які додаткові зовнішні сили (натягування або підпор) прикладені до осередка деформації. Порівнюючи $E_{пч}$ і $E_в$, бачимо, що при зустрічі валків з нерухомою ($V_0 = 0$) гільзою потребує більшої витрати енергії, чим при зустрічі з гільзою, яка має швидкість $V_0 > 0$. Величина $A_{пч}$ додаткової витрати енергії з боку валків при $V_0 > 0$ приблизно дорівнює кінетичній енергії рухомих частин подавального апарата в момент зустрічі гільзи з валками стана. Звідки витікає і зростання динамічних сил при $V_0 > 0$ у порівнянні з ударом по нерухомій гільзі ($V_0 = 0$). Нам невідомі будь-які експерименти на промислових станах з виявлення залежності сили удару від швидкості зустрічі гільзи з валками пілігримового стана у притул до $V_0 = 0$. Виходячи з вищевикладеного такий експеримент необхідний.

Удосконалення конструкції гідрогальма подавального апарата. Одним з основних факторів, що впливає на точність геометричних розмірів труб, котрі прокочуються на пілігримових стана, є стабільна величина подачі гільзи у валки в кожному пільгерному кроку.

Дослідженнями і практикою встановлено, що основною (головною) причиною розкиду подач є коливання каретки, котра несе на собі корпус пневматичного циліндру у зборі. Коливання каретки збуджується силою гальмування рухомих частин у періоді накату. Амплітуда цих коливань залежить від величини сили гальмування,

графік якої має форму, близьку до гостроконечному трикутнику на малій основі, рівній шляху гальмування. Причому, максимум сили гальмування діє на малій частині гальмування $\left(\frac{1}{5} \div \frac{1}{7}\right)$.

Відомо, що чим більш рівномірна сила на шляху гальмування, тим менша величина цієї сили для досягнення одного й того ж ефекту гальмування, тобто кінцевої швидкості [3]. Інакше кажучи, чим ближче графік сили (тиску в гальмівній камері) гальмування до прямокутної форми, тим менше потрібна сила гальмування. Отже, гальмівний пристрій подавального апарату, який забезпечує рівномірну силу на шляху гальмування, оказує менший вплив на коливання каретки і розкид подач гільзи у валки пілігримового стану.

Гідравлічне гальмо подавального апарату пілігримового стану, який містить встановлений на гідрокамері гальмівної букси золотник з отворами і рухому втулку, яка постачена поршневим циліндром, зв'язаним з втулкою, причому одна з порожнин циліндру з'єднана з гідрокамерою букси, а друга порожнина циліндра – з джерелом тиску, що регулюється [10]. Недоліком відомого рішення є те, що за рахунок інерційності рухомої втулки і протитиску зі сторони гідроциліндра сила гальмування має пікове значення, що приводить до нестабільності подачі, причому перевищення подачі призводить до погіршення якості труб і надмірному збільшенню навантаження на валки.

Гідравлічне гальмо подавального апарату з плунжером веретеноподібної форми [1] забезпечує ярко виражену трикутну форму графіка сили гальмування, так, як рідина з камери гальмування витискається у допоміжний циліндр, поршень якого зі все збільшуюся силою стискає пружину.

Подавальний апарат, котрий постачений пружино-гідравлічним буфером для здійснення режиму гальмування рухомих частин при прокатці труб на пілігримових станах [4]. Недоліком цього апарату є громіздкість конструкції буферу, його підвищена металоємність і вартість.

Подавальний апарат пілігримового стану, котрий містить основний пневмоциліндр, гідрогальмо і механізм кантування, який постачений допоміжним гідроциліндром, допоміжною гідрокамерою гальмування і пружинним буфером [11]. Відоме технічне рішення володіє тими же недоліками, що і попереднє рішення.

Відомий подавальний апарат пілігримового стану, який містить в собі корпус з вбудованим в нього пневматичним циліндром і гідравлічною (водяною) камерою з гальмівною втулкою; шпиндель з

поршнем, який встановлений з можливістю зворотно-поступального і обертального руху у повітряному циліндрі і гальмівній втулці; дриль, з'єднану зі шпинделем через вмонтовану у нього дрильну гайку; храповий механізм [12]. Гальмування рухомих частин з гільзою при накаті в цьому апарату відбувається за рахунок дроселювання гальмівної рідини крізь змінний на шляху гальмування кільцевий зазор між шпинделем і гальмівною втулкою за рахунок профілювання втулки, а також крізь регульований дросель квадратичного типу, встановлений в каналі, що з'єднує гальмівну і водяну камери. Недоліком відомого подавального апарату служить високий імпульс сили гальмування і вузький діапазон регулювання сили гальмування.

Метою даної роботи є вдосконалення конструкції подавального апарату для зменшення максимального значення сили гальмування рухомих частин подавального апарату при накаті шляхом підтримання тиску рідини у гальмівній камері на рівні, наближеному до рівномірного на усім шляху гальмування.

В роботі запропоновано подавальний апарат [13] який містить корпус, пневматичний циліндр і гідравлічну (водяну) камеру з гальмівною втулкою, шпиндель з поршнем, встановленим з можливістю зворотно-поступального та обертового руху у пневматичному циліндрі і гальмівної втулки, дриль, з'єднану зі шпинделем за рахунок вмонтованої в нього дрильної гайки, у канали між камерою гальмування, утвореною гальмівною втулкою і уступом шпинделя, і водяною камерою вбудовані переливні клапани плунжерного типу, а також тим, що радіальний зазор між гальмівною втулкою і шпинделем на усьому шляху гальмування знаходиться у межах $0,001\ldots0,002$ від діаметра шпинделя.

Запропонований подавальний апарат зображений на рис. 4 – рис. 6.

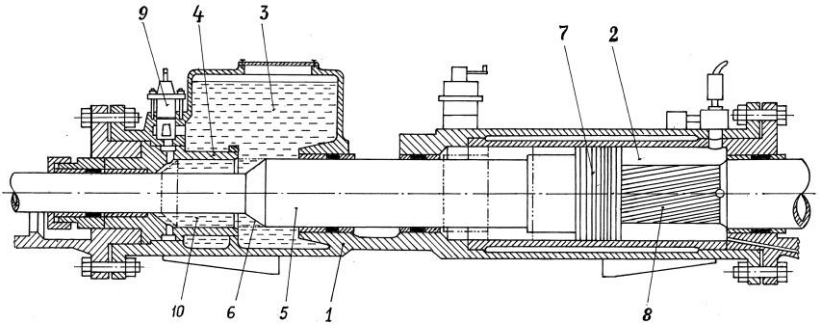


Рисунок 4 – Загальний вид подавального апарата з поздовжнім розрізом без каретки.

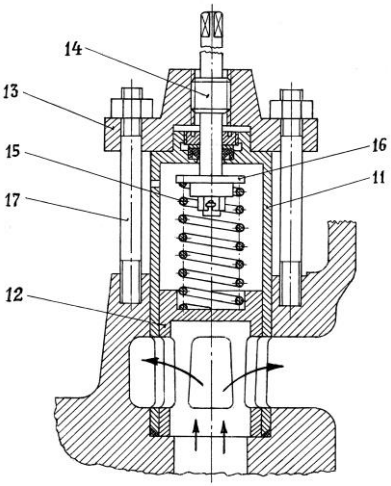


Рисунок 5 – Загальний вид одного з трьох переливних клапанів плунжерного типу.

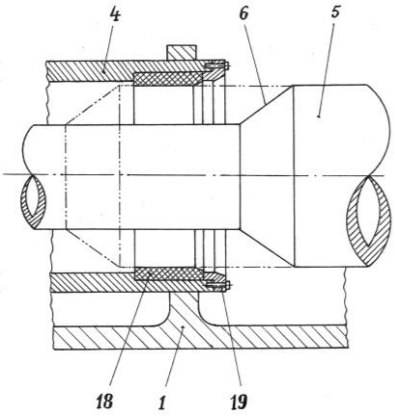


Рисунок 6 – Гальмівна втулка з текстолітовим вкладишем.

Устрій та принцип роботи подавального апарата. Подавальний апарат (рис. 4) містить корпус 1, з вбудованим у ньому пневматичним циліндром 2, гідравлічну (водяну) камеру 3 з гальмівною втулкою 4, шпиндель 5 з упором 6 і поршнем 7, дриль 8. В передній частині корпусу 1 вмонтовані три переливні клапани 9. Рухомий уступ 6 шпинделя 5 і гальмівна втулка 4 утворюють камеру гальмування 10, коли уступ входить во втулку. Переливний клапан (рис. 5) складається зі стакану 11 з радіальними отворами для проходу гальмівної рідини з камери гальмування 10 у водяну камеру 3, плунжера 12 з аналогічними радіальними отворами, кришки 13 з різьбовими отворами для натискного гвинта 14. Плунжер 12 своїм нижнім торцем притиснутий пружиною 15 до горизонтального уступу розточення корпусу 1. При цьому радіальні отвори плунжера 12 і стакану 11 співпадають. В цьому положенні плунжера прохідний перетин клапану максимальний. Верхнім торцем пружина 15 впирається у натискну тарілку 16, закріплену на гвинті 14. Клапан кріпиться у корпусі 1 чотирма шпильками 17. У гальмівну втулку 4 може бути запресованим текстолітовий вкладиш 18, підтиснутий з торця притискним кільцем 19 (рис. 6).

Подавальний апарат працює наступним чином. У вихідному стані, при якому відсутній тиск у гальмівній камері 10, плунжер 12 (рис. 5) переливного клапану 9 під дією пружини 15, яка опирається на тарілку

16 гвинта 14, знаходиться в нижньому положенні, при якому радіальні отвори стакану 11 і плунжера 12 співпадають, утворюючи максимальний прохідний перетин клапана. При цьому кришка 13 за допомогою шпильок 17 притискає стакан 11 до різьблення у корпусі 1. У період прокатки гільзи у валках пілігримового стана (в період відкочування рухомих частин форголера) рухомі частини разом з гільзою рухаються від прокатної кліті. При цьому поршень 7 стискає повітря у циліндрі 2, шліці дрильної гайки, вбудованої у поршень, ковзають по гвинтовим шліцам дрилі 8 і змушують дриль обертатися у напрямку гвинтового нарізання. Гальмівна камера 10 при відкочування заповнюється водою з водяної камери 3 крізь три переливних клапана 9, які мають в цей період максимально відкритий прохідний перетин. Після виходу уступу 6 шпинделя 5 з гальмівної втулки 4 гальмівна камера 10 безпосередньо поєднується з водяною камерою 3.

Після закінчення періоду відкочування стиснуте повітря циліндру 2 тисне на поршень 7 і розганяє рухомі частини форголера разом з гільзою у напрямку прокатної кліті. При цьому гвинтова нарізка дрилі 8 заставляє шпиндель 5 з гільзою здійснювати обертання (кантування) навколо поздовжньої осі, так як сама дриль утримується від обертання. Після входу уступу 6 в гальмівну втулку 4 утворюється замкнута гальмівна камера 10, з якої основний потік рідини витікає крізь прохідні перетини переливних клапанів. При цьому, виходу рідини з гальмівної камери 10 назустріч рухомому упору 6 шпинделя 5 перешкоджає втулка 18, котра притискається кришкою 19. Гальмівна рідина діє на плунжер 12 і, стискаючи пружину 15, переміщує його вгору. При цьому радіальні отвори плунжера зміщуються відносно нерухомих радіальних отворів стакану 11, завдяки чому зменшується прохідний перетин клапану 9.

Технічний результат полягає в тому, що за рахунок зниження сили гальмування зменшується збурюючий вплив рухомих мас на каретку подавального апарата, внаслідок чого зменшуються коливання каретки і розкид подач гільзи у валки в кожному пільгерному кроку, що в свою чергу призводить до поліпшення якості поверхні труб і підвищенню точності розмірів.

Встановлення у каналах, з'єднуючих гальмівну і водяну камери, переливних клапанів плунжерного типу, здатних зменшити свій прохідний перетин від максимального на початку гальмування до мінімального на при кінці гальмування, дозволяє підтримувати заданий тиск у гальмівній камері при безперервному зменшенні витрати гальмівної рідини крізь клапани на усьому шляху гальмування; а підтримання радіального зазору між шпинделем і гальмівною втулкою у границях $0,001…0,002$ від діаметра шпинделя

дозволяє обмежити витік рідини з гальмівної камери крізь зазор і тим самим обмежити зменшення ефекту гальмування не більше, чим на 5…10% по кінцевій швидкості рухомих частин подавального апарату з гільзою.

При цьому зменшення зазору нижче $0,001$ від діаметра шпинделя викликає труднощі при складанні та розбиранні подавального апарату, так, як зажадає дотримання більш точної співвісності шпинделя і гальмівної втулки, а також викликає підвищене тертя між шпинделем і гальмівною втулкою через неминучий монтажний перекіс їх осей і перекосу, викликаного пружною деформацією осі шпинделя. Окрім того, занадто малий зазор сприяє більш інтенсивного зносу поверхонь, що труться.

Збільшення зазору більш ніж $0,002$ від діаметра шпинделя викликає збільшення витоків в третій ступені і різке зниження гальмівного ефекту.

Порівняння запропонованого подавального з відомими [12] показує, що він відрізняється тим, що у канали між гальмівною камерою і гідравлічною (водяною) камерою замість дросельного клапану і двох зворотних клапанів вбудовані переливні клапани плунжерного типу, а радіальний зазор між шпинделем і гальмівною втулкою на всьому шляху гальмування залишається постійним та дорівнює $0,001…0,002$ від діаметра шпинделя.

Вибір закону гальмування. Для забезпечення постійної сили (тиску) гальмування рух рухомих частин подавального апарату з гільзою повинен бути рівноуповільненим, при якому швидкість визначається вираженням:

$$V = \sqrt{V_0^2 - 2 \cdot a_т \cdot S}, \qquad (4)$$

де V_0 – швидкість рухомих частин у момент початку гальмування; $a_т$ – постійне прискорення гальмування; S – шлях гальмування.

Витрата рідини з гальмівної камери:

$$Q = F_{шп} \cdot \sqrt{V_0^2 - 2 \cdot a_т \cdot S}, \qquad (5)$$

де $F_{шп}$ – площа міделя уступу шпинделя.

Та же витрата рідини крізь прохідний перетин переливних клапанів:

$$Q = \mu \cdot F_{кл} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} \cdot (p_т - p_в)}, \qquad (6)$$

де $\mu = 0,62$ – коефіцієнт витрати; $F_{кл}$ – сумарна площа прохідних

перетинів переливних клапанів; $\rho = 1020\,\text{Н}\cdot\text{с}^2/\text{м}^4$ – щільність води; $p_т$ – тиск рідини в камері гальмування; $p_в$ – тиск рідини в водяній камері, приймаємо $p_в \cong 0$.

Тиск рідини в камері гальмування із закону Ньютона:

$$p_т = \frac{m_{пч} \cdot a_т}{F_{шп}}, \tag{7}$$

де $m_{пч}$ – маса рухомих частин з гільзою.

З рівності витрат випливає:

$$F_{кл} = \frac{F_{шп} \cdot \sqrt{V_0^2 - 2 \cdot a_т \cdot S}}{\mu \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot m_{пч} \cdot a_т}{\rho \cdot F_{шп}}}}. \tag{8}$$

Як видно з вираження (8), залежність сумарного прохідного перетину переливних клапанів на шляху гальмування є параболічною. Цю залежність повинна забезпечити конфігурація радіальних отворів у плунжері 12 і стакані 11 (рис. 5).

Приклад виконання розрахунків. Для наочності і в якості прикладу ділянку параболічної залежності замінимо апроксимованою прямою

$$F_{кл} = 0,023 - 0,048 \cdot S, \tag{9}$$

отриманої для реальних вихідних даних: $F_{шп} = 0,135\ \text{м}^2$; $V_0 = 5,47$ м/с (труба діаметром $\varnothing\, 168 \times 8$ мм); $a_т = 35\ \text{м}/\text{с}^2$; $m_{пч} = 7645\ \text{Н}\cdot\text{с}^2/\text{м}$.

Звідси слідує, що у момент початку гальмування ($S = 0$) сумарний прохідний перетин трьох переливних клапанів повинен бути $F_{кл} = 0,023\ \text{м}^2$, а на при кінці шляху гальмування ($S = 0,42$ м) – $F_{кл} = 0,023 - 0,048 \cdot 0,42 = 0,00284\ \text{м}^2$. Цим умовам задовольняють чотири радіальних отвори у вигляді рівнобічної трапеції висотою 100 мм і двома паралельними сторонами: нижньою 60 мм и верхньою 55 мм. При цьому хід плунжера, при якому прохідний перетин у кожному клапані зменшиться до величини $\frac{0,00284}{3} = 0,000946\ \text{м}^2$ складе 87 мм.

Прийнявши діаметр отворів у донній частині гальмівної втулки

рівним 60 мм , знайдемо кількість таких отворів:

$$n = \frac{0,023}{0,785 \cdot (0,06)^2} = 8 .$$

Діаметр каналу підводу у кожному переливному клапані:

$$D = \sqrt{\frac{0,023}{0,785 \cdot 3}} = 100 \text{ мм} .$$

Плунжер переливного клапану починає рух вгору з нульовою початковою швидкістю. На нього діють дві сили: сила тиску гальмівної рідини, спрямована вгору і рівна $\left[p_т \cdot F_{пл}\right]$, і сила пружини, спрямована вниз і рівна $\left[c(z_0 + z)\right]$. Коли ці сили зрівняються, плунжер зупиниться. З рівняння цих сил випливає:

$$c = \frac{p_т \cdot F_{пл}}{z_0 + z} = \frac{p_т \cdot F_{пл}}{z_0 + z} , \qquad (10)$$

де c – жорсткість пружини; $F_{пл}$ – площа плунжера, на яку діє гальмівна рідина у вертикальному напрямку; z_0 – попередня деформація пружини; z – деформація пружини під дією тиску гальмівної рідини, рівна ходу плунжера.

Зазвичай $z_0 = 0,1 \cdot z$, тоді

$$c = \frac{1982037 \cdot 0,00708}{1,1 \cdot 0,087} = 146633 \frac{Н}{м} \left(\approx 14,7 \frac{кг}{мм} \right),$$

де $p_т = \frac{7645 \cdot 35}{0,135} = 1982037$ Па ; $F_{пл} = \frac{\pi}{4} \cdot (0,095)^2 = 0,00708$ м^2.

Таким чином, визначені параметри пружини переливного клапану, прохідні перетини каналів і клапанів, що забезпечують постійність сили гальмування на усьому шляху гальмування, за рахунок чого величина цієї сили зменшується приблизно у два рази у порівнянні з максимальною силою при трикутному графіку її зміни. Наслідком цього є зменшення коливань каретки подавального апарату і поліпшення якості труб.

Реально між шпинделем и гальмівною втулкою існує радіальний зазор, крізь який частина гальмівної рідини у процесі гальмування йде у водяну камеру. Це послабляє дію переливних клапанів. Обмежимо витрату рідини $Q_{заз}$ крізь кільцевий зазор в границях 5÷10% від повної витрати рідини з гальмівної камери

$$Q = F_{шп} \cdot V_0 = 0,135 \cdot 5,47 = 0,73845 \ м^3/с$$

$$Q_{заз} = (0,05 \div 0,1) \cdot Q = 0,0369 \div 0,073845 \ м^3/с$$

5% витрату забезпечує радіальній зазор

$$\delta = \frac{Q_{заз}}{\pi \cdot \mu \cdot D_{шп} \cdot \sqrt{\frac{2}{\rho} \cdot p_т}} = \frac{0,0369}{3,14 \cdot 0,62 \cdot 0,55 \cdot \sqrt{\frac{2}{1020} \cdot 1982037}} = 0,55 \text{ мм}.$$

Відповідно, 10% витрату забезпечує радіальний зазор $\delta = 1,1$ мм. По відношенню до діаметру шпинделя 550 мм зазори $\delta = 0,55$ мм і $\delta = 1,1$ мм складуть $(0,001 \div 0,002) \cdot D_{шп}$.

Отже, шпиндель повинен бути виготовленим з допуском по діаметру $\varnothing 550^{-0,25}_{-0,50}$, а отвір гальмівної втулки розточений під розмір $\varnothing 550^{+0,60}_{+0,30}$.

У початок зупинки рухомих частин з гільзою при накаті валки пілігримового стану починають обтискати гільзу та посилати її у напрямку від стану. Починається період відкочування. Камера гальмування 10 збільшується по об'єму, тиск рідини в ній падає, плунжери 12 переливних клапанів 9 під дією пружин 15 опускаються вниз і повністю відкривають прохідні перетини у вигляді трапецеїдальних отворів, крізь котрі вода з водяної камери 3 заповнює камеру гальмування 10. Таким чином, відпадає необхідність у зворотних клапанах. Подальше відкочування описано вище.

Висновки

1. Проаналізовані основні шляхи поліпшення гальмування рухомих мас подавального апарата пілігримового стана.

2. Процес гальмування рухомих частин подавального апарата, включаючи гільзу, яка прокочується, оказує вплив не тільки на динамічні сили, котрі виникають при зустрічі гільзи з валками стана, но і на параметри самого процесу прокатки: подачу гільзи у валки, синхронізацію валків та подавального апарата. Зниження пікового значення сили гальмування є актуальною задачею удосконалення подавальних апаратів.

3. Одним з напрямків вирішення цієї задачі є включення пружино-гідравлічного буфера у систему гальмування рухомих частин подавального апарата. Представлено графік, який дозволяє обгрунтовано обирати момент початку роботи буфера.

4. На діючих подавальних апаратах реалізуються два режими

гальмування рухомих частин з гільзою. При першому режимі зустріч гільзи з валками відбувається до удару шпинделя в днище гальмівної втулки. Основний удар сприймають валки і деталі головної лінії пілігримового стана. При другому режимі спочатку відбувається удар шпинделя в днище гальмівної втулки, а слідом за цим гільза зустрічається з валками. В цьому випадку основний удар сприймає подавальний апарат. На вітчизняних подавальних апаратах відсутні датчики кінцевого положення шпинделя, тому оператори станів в цьому сенсі працюють на осліп.

5. Знайдено пояснення залежності, яка отримана аналітично в роботі [8] і полягає в тому, що удар по нерухомій гільзі сильніший чим удар по гільзі, яка рухається до валків, що повинно бути перевірено експериментальним шляхом.

6. Запропоновано подавальний апарат, у якому за рахунок зниження сили гальмування зменшується збурюючий вплив рухомих мас на каретку подавального апарата, внаслідок чого зменшується коливання каретки і розкид подач гільзи у валки в кожному пільгерному кроку. У новому подавальному апарату між гальмівною камерою і гідравлічною (водяною) камерою замість дросельного клапана і двох зворотних клапанів вбудовані переливні клапани плунжерного типу. Виконані розрахунки режимів гальмування рухомих частин подавального апарата.

Перелік посилань

1. Оборудование цехов с пилигримовыми трубопрокатными установками / С. Н. Кожевников и др. М : Металлургия, 1974. 354 с.

2. Суднишников Б. В., Есин Н. Н. Элементы динамики машин ударного действия. Новосибирск : СО АН СССР, 1965. 175 с.

3. 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. URL: https://www.metaljournal.com.ua/mgp-01-2004/

4. Концепция подающего аппарата с буфером для совершенствования режима торможения при прокатке труб на пилигримовом стане / В. Д. Добряк, В. Ф. Балакин и др. *Черная металлургия : Бюл. ин-та «Черметинформация»*. 2014. № 11. С. 51–57.

5. Емельяненко П. Т. Пильгерстани. Харьков : ОНТИ НКТП, 1937. 639 с.

6. Geleji A., Voith M., Messine T., Toth L. Mathematical foundations for calculating pilger mills. *Acta Technica Academial Scientiarum Hungarical*. 1967. № 57(3–4). P. 227–260.

7. Моделирование устройства торможения подвижных частей форголлера подающего аппарата пилигримового стана / В. Д. Добряк, В. Ф. Балакин и др. *Теория и практика металлургии*. 2010. № 3. С. 58–62.

8. Определение параметров ударного взаимодействия гильзы и валков пилигримового стана / В. Ф. Балакин, В. Д. Добряк и др. *Теория и практика*

металлургии. 2012. № 1–2. С. 25–31.

9. Целиков А. И. Теория расчета усилий в прокатных станах. М. : Металлургиздат, 1962. 494 с.

10. А. С. 325056 СССР, МКИ В21 В21/01 В21 В21/04. Гидравлический тормоз подающего аппарата пилигримового стана / М. А. Шубик, Е .А. Швалев, А. П. Южаков, Г. Г. Пацел, В. К. Ломма. №1395199/22-2; заявл. 21.01.1970; опубл. 07.01.1972, Бюл. № 3. https://patents.su/2-325056-gidravlicheskijj-tormoz-podayushhego-appa-piligrimovogo-stana.html

11. А. С. 170448 СССР, МКИ В21 В. Подающий аппарат пилигримового стана / Ю. М. Матвеев, М. А. Шубик, Д. Я. Мотрий, Д. И. Бураков. №894688/22-2 ; заявл. 13.04.1964 ; опубл. 23.04.1965, Бюл. № 9. https://patents.su/2-170448-podayushhijj-apparat-piligrimovogo-stana.html

12. Добряк В. Д., Степаненко А. Н., Угрюмов Ю. Д. Тенденции развития подающих аппаратов пилигримовых станов. *Совершенствование производства стали, труб и железнодорожных колес* / под ред. А. Г. Величко, В. И. Большакова, В. Ф. Балакина. Днепропетровск : Экономика, 2015. С. 339–357.

13. Подавальний апарат пілігримового стана : пат. 133087 Україна : МПК B21B21/04. №u201809902 ; заявл. 04.10.2018 ; опубл. 25.03.2019, Бюл. № 6. https://base.uipv.org/searchINV/search.php?action=viewdetails&IdClaim=256888&chapter=description

References

1. Kozhevnikov, S. N., Prazdnikov, A. V., Ioffe, A. M., Bibik, G. A. & Peshat, V. F. (1974). *Oborudovanie tsekhov s piligrimovymi truboprokatnymi ustanovkami*. Metallurgiia

2. Sudnishnikov, B. V., & Esin, N. N. (1965). *Elementy dinamiki mashin udarnogo deistviia.* SO AN SSSR

3. Dobriak, V. D., Pavlovskii, B. G., Merezhko, V. L. & Shifrin, E. I. (2004). Uluchshenie funktsionalnykh parametrov podaiushchikh apparatov. *Metallurgicheskaia i gornorudnaia promyshlennost*, (1), 37–40. https://www.metaljournal.com.ua/mgp-01-2004/

4. Dobriak, V. D., Balakin, V. F. & Stepanenko. A. N. (2014). Kontseptsiia podaiushchego apparata s buferom dlia sovershenstvovaniia rezhima tormozheniia pri prokatke trub na piligrimovom stane. *Chernaia metallurgiia Biuleten instituta: Chermetinformatsiia*. (11), 51–57

5. Emelianenko, P.T. (1937). *Pilgerstani*. ONTI NKTP

6. Geleji A., Voith M., Messine T. & Toth L. (1967). Mathematical foundations for calculating pilger mills. *Acta Technica Academial Scientiarum Hungarical*, 57(3–4), 227–260.

7. Dobriak, V. D., Balakin, V. F. & Ugriumov, Iu. D. (2010). Modelirovanie ustroistva tormozheniia podvizhnykh chastei forgollera podaiushchego apparata piligrimovogo stana. *Teoriia i praktika metallurgii*, (3), 58– 62

8. Balakin, V. F., Dobriak, V. D. & Ugriumov, Iu. D. (2012). Opredelenie parametrov udarnogo vzaimodeistviia gilzy i valkov piligrimovogo stana. *Teoriia i praktika metallurgii*, (2), 25– 31

9. Tselikov, A. I. (1962). *Teoriia rascheta usilii v prokatnykh stanakh*.

Metallurgizdat.

10. Shubik, M. A., Shvalev, E. A., Iuzhakov, A. P., Patsel, G. G. & Lomma, V. K. (1972). Avtorskoe svidetelstvo SSSR №1395199 22-2. Komitet po delam izobretenii i otkrytii pri Sovete Ministrov SSSR. https://patents.su/2-325056-gidravlicheskijj-tormoz-podayushhego-appa-piligrimovogo-stana.html

11. Matveev, Iu. M., Shubik, M. A., Motrii, D. Ia. & Burakov, D. I. (1965). Avtorskoe svidetelstvo SSSR №894688/22-2. Gosudarstvennyi komitet po delam izobretenii i otkrytii SSSR. https://patents.su/2-170448-podayushhijj-apparat-piligrimovogo-stana.html

12. Dobriak, V. D., Stepanenko, A. N. & Ugriumov, Iu. D. (2015). Tendentsii razvitiia podaiushchikh apparatov piligrimovykh stanov. A. G. Velichko (Ed.), V. I.Bolshakov (Ed.), V. F. Balakin (Ed.), *Sovershenstvovanie proizvodstva stali trub i zheleznodorozhnykh koles* (pp. 339–357). Ekonomika

13. Bilodidenko, S. V., Mazur, I. A., Uhriumov, Yu. D. & Dobriak, V. D. (2019). UKRAINA. Patent №133087. DP "Ukrainskyi instytut intelektualnoi vlasnosti": Ministerstvo ekonomichnoho rozvytku i torhivli Ukrainy. https://base.uipv.org/searchINV/search.php?action=viewdetails&IdClaim=256888&chapter=description

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.), Leading Engineer
D. Yu. Uhriumov[3], Technical Director
Yu. D. Uhriumov[2], Ph. D. (Tech.), Leading Engineer

[1] *Ukrainian State University of Science and Technologies*
[2] *State Enterprise "Ukrainian Institute for Designing Iron and Steel Works"*
[3] *LLC «MCK»*

WAYS TO IMPROVE BRAKING OF MOVING PARTS OF THE PILGER MILL FEEDING APPARATUS

Abstract. One of the main factors on which the successful rolling of pipes on pilgrim mills depends is the operation of the feeders, which largely determines the productivity of the mills and the quality of the pipes. We considered the shortcomings of the feeding devices of pilgrim states, which are operated in Ukraine. One of the main disadvantages of these feeders is the significant speed of the moving parts when the sleeve meets the rolls, which is due to the poor braking conditions of the moving masses. The main areas of improvement of the braking conditions of the moving masses of the feeding apparatus during the application of the sleeve to the rolls of the pilgrim mill are considered. The paper considers, among others, such directions as the use of additional braking devices to the main hydraulic brake and improvement of the hydraulic brake design. One of the directions for improving the braking of moving parts is the inclusion of an additional spring-hydraulic buffer in the hydraulic braking system. A graph is presented that allows you to reasonably choose the moment when the buffer starts to work. A feeding apparatus is proposed, in which, due to the reduction of the braking force, the

disturbing effect of moving masses on the carriage of the feeding apparatus is reduced, as a result of which the oscillation of the carriage and the deviation of the feed of the sleeve to the rolls in each pilfering step are reduced. In the new feeder, between the brake chamber and the hydraulic (water) chamber, instead of a throttle valve and two non-return valves, overflow valves of the plunger type are built in. Calculations of the braking modes of the moving parts of the feeding device have been made. The parameters of the overflow valve spring, the cross-sections of channels and valves, which ensure the constancy of the braking force along the entire braking path, due to which the magnitude of this force is reduced by approximately two times, are determined. The consequence of this is a reduction in the vibrations of the carriage of the feeder and an improvement in the quality of the pipes.

Key words: pilgrim mill, rolls, feeder, pipe, sleeve, mandrel, braking chamber, moving parts of the feeder, spring-hydraulic buffer, throttle valve, plunger-type overflow valve, braking force.

For citation: Bilodidenko, S. V., Mazur, I. A., Dobriak, V. D., Uhriumov, D. Yu., & Uhriumov, Yu. D. (2023). Ways to improve braking of moving parts of the pilger mill feeding apparatus. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 557-577. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-557-577

Стаття надійшла до редакції збірника 27.09.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-578-587
УДК 622.742:621.926:621.3.06

Є. С. Лапшин[1], д.т.н., пров.н.с., ORCID 0000-0002-5443-5566
О. І. Шевченко[1], д.т.н., с.н.с., ORCID 0000-0003-2630-0186

[1] *Інститут геотехнічної механіки ім. М.С. Полякова НАН України*

ВИЗНАЧЕННЯ РАЦІОНАЛЬНИХ ПАРАМЕТРІВ ГАСИТЕЛЯ НИЗЬКОЧАСТОТНИХ КОЛИВАНЬ ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ ІНЖЕНЕРНИХ СПОРУД

Анотація. Стаття спрямована на визначення раціональних параметрів гасителя низькочастотних коливань з тілами кочення, які мають просту конструкцію і високу надійність. Параметри гасителя повинні бути такими, щоб його частота була близька до частоти основного тону коливань споруди. Для цього визначають власну частоту гасителя коливань у припущенні про дещицю амплітуди коливань, що дозволяє лінеаризувати рівняння руху. При великих амплітудах нелінійне диференціальне рівняння руху вирішують чисельними методами, які дозволяють знайти лише приватні рішення для конкретних умов. Виникає необхідність узагальнення приватних рішень. Для цього розглянуто один із найпростіших гасителів, який складався з однорідного циліндра та поглиблення (осі циліндра та поглиблення паралельні). Припущено, що відсутні дисипація енергії та прослизання. Циліндр робить вільні коливання, які описуються нелінійним диференціальним рівнянням другого порядку. В результаті обчислень визначено власну частоту та період власних коливань лінеаризованої системи. Потім із умови збереження енергії визначено власну частоту з урахуванням нелінійності системи. В результаті чисельного інтегрування методом Ньютона-Котеса отримано залежність відносної власної частоти та похибки, зумовленої лінеаризацією диференціального рівняння руху циліндра від амплітуди. Аналіз залежності демонструє характерну властивість нелінійних систем – неізохронність. При лінеаризації збільшення амплітуди коливань призводить до квадратичного зростання відносної похибки. В результаті апроксимації чисельних результатів в інтервалі значень кута, який відраховувався від вертикалі, що проходить через центр кривизни западини, від 10 до 90^0 отримано залежності визначення відносної власної частоти і похибки. З метою визначення точності одержаних залежностей виконано порівняння з апроксимаціями, отриманими іншими методами. З порівняння випливає, що максимальна відносна похибка 0,216039 отриманої залежності менше, ніж у отриманих іншими методами – 0,272803, при цьому обчислення простіше. В результаті обчислень та аналізу встановлено наступне. Вплив амплітуди вільних коливань на частоту характеризується відносною власною частотою, що показує у скільки разів частота власних коливань лінеаризованої системи більша за частоту коливань нелінійної системи. Відносна частота залежить тільки від амплітуди коливань. При нелінійних коливаннях математичного маятника і

циліндра їх відносні власні частоти описуються тієї ж функцією. Це дозволило для циліндра використовувати методи апроксимації, розроблені для маятника. Відносну власну частоту коливань циліндра визначено в результаті апроксимації чисельного інтегрування, а також методом гармонійного балансу. Максимальна відносна похибка першого методу (0,22%) менша, ніж у другого (0,27%), при цьому обчислення простіше. Похибка, яка обумовлена лінеаризацією диференціального рівняння руху циліндра, квадратично зростає зі збільшенням амплітуди коливань.

Ключові слова: гаситель низькочастотних коливань, великогабаритні інженерні споруди, чисельні експерименти, раціональні параметри гасителя, власна частота гасителя коливань, амплітуда коливань.

Посилання для цитування: Лапшин Є. С., Шевченко О. І. Визначення раціональних параметрів гасителя низькочастотних коливань великогабаритних інженерних споруд. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 578-587. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-578-587

Сучасний стан проблеми. Динамічні гасителі коливань широко використовуються для зниження навантажень у різних механізмах та інженерних спорудах [1]. Для великогабаритних споруд: опори вітроелектричних установок, висотні будинки, антени, радіотелевізійні вежі, димові та витяжні труби, перекриття, трибуни, пішохідні мости і т. п. - Характерні низькочастотні власні коливання (менше 10 Гц, а нерідко і менше 1 Гц [2, 3]). У цьому випадку застосовують гасителі коливань з тілами кочення [2–-], які мають просту конструкцію і високу надійність. Їхній огляд наведено в роботах [2, 6]. Параметри гасника повинні бути такими, щоб його частота була близька до частоти основного тону коливань споруди [2]. І тому важливо знати власну частоту гасителя коливань. Власну частоту, як правило, визначають у припущенні про дещицю амплітуди коливань, що дозволяє лінеаризувати рівняння руху. При великих амплітудах нелінійне диференціальне рівняння руху вирішують чисельними методами, які, проте, дозволяють знайти лише приватні рішення для конкретних умов. Виникає необхідність узагальнення приватних рішень.

Метою роботи є визначення раціональних параметрів динамічного гасителя коливань, виконаного у вигляді циліндра, що знаходиться в поглибленні, що забезпечують необхідну власну частоту нелінійних коливань.

Основні результати наукових досліджень. Розглянемо один із найпростіших гасників [6], що складається з однорідного циліндра 1 і поглиблення 2 (рис. 1). Осі циліндра та поглиблення паралельні.

Припустимо, що відсутні дисипація енергії та прослизання.

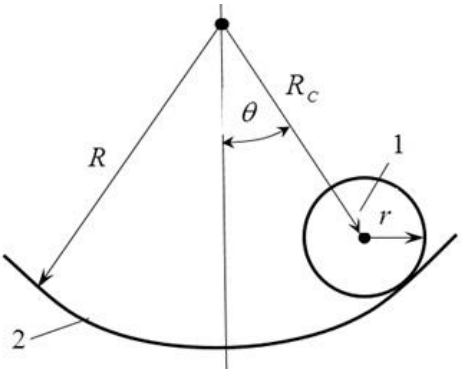


Рисунок 1 – Розрахункова схема гасителя коливань:
1 – циліндр; 2 – поглиблення.

Циліндр здійснює вільні коливання, що описуються нелінійним диференціальним рівнянням другого порядку [7].

$$(R-r)\ddot{\theta}+\frac{2}{3}g\sin\theta=0, \tag{1}$$

де R і r – радіуси западини та циліндра; θ – кут, який відраховується від вертикалі, що проходить через центр кривизни западини; g – прискорення вільного падіння. Крапка над літерами означає диференціювання за часом. Початкові умови: $\theta=\theta_0$ і $\dot{\theta}=0$. Оскільки дисипація не враховується, то θ_0 – амплітуда власних коливань. Нелінійність рівняння обумовлена $\sin\theta$.

Рівняння (1) запишемо у такому вигляді

$$\ddot{\theta}+\frac{2g}{3R_c}g\sin\theta=0, \tag{2}$$

де $R_c=R-r$ – радіус кривизни траєкторії центру мас циліндра.

Власна частота лінеаризованої системи. Нелінійне рівняння (2) не має аналітичного рішення. Для його лінеаризації припускають, що кут θ малий і приймають $\sin\theta\approx\theta$. В результаті одержують [1]

$$\ddot{\theta}+\omega_0^2\theta=0,$$

де $\omega_0=\sqrt{\dfrac{2g}{3R_c}}$ – власна кругова частота.

Тоді частота та період власних коливань

$$\nu_0 = \frac{\omega_0}{2\pi} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{2g}{3R_c}},$$

$$T_0 = \frac{1}{\nu_0} = 2\pi\sqrt{\frac{3R_c}{2g}}.$$

Власна частота нелінійної системи. З умови збереження енергії маємо

$$E + U = U_0, \tag{3}$$

де $E = \frac{3}{4}mR_c^2\dot{\theta}^2$ – кінетична енергія циліндра [7]; $U = -mgR_c\cos\theta$ – потенційна енергія циліндра [7]; U_0 – потенційна енергія при θ_0.

Повна механічна енергія циліндра у процесі руху зберігається і дорівнює її початковому значенню (наслідок консервативності).

З (3) визначимо швидкість

$$\dot{\theta} = \sqrt{\frac{4g(\cos\theta - \cos\theta_0)}{3R_c}}.$$

Циліндр відхиляється на кут $d\theta$ за час

$$dt = \frac{d\theta}{\dot{\theta}}. \tag{4}$$

Інтегруючи обидві частини рівняння (4) та враховуючи $\nu = 1/T$, визначимо власну частоту ν з урахуванням не лінійності

$$\nu = \frac{1}{4\int_0^{\theta}\sqrt{\frac{3R_c}{4g(\cos\theta - \cos\theta_0}}d\theta}. \tag{5}$$

Для обліку впливу амплітуди коливань обчислимо відносну власну частоту [9, 10]

$$\nu^* = \frac{\nu_0}{\nu} = \frac{2}{\pi}\int_0^{\theta_0}\sqrt{\frac{1}{2(\cos\theta - \cos\theta_0)}}d\theta. \tag{6}$$

Акцентуємо увагу на тому, що ν^* не залежить від радіусів циліндра та западини.

За допомогою формули косинуса подвійного кута $\cos\theta = 1 - 2\sin^2\frac{\theta}{2}$ вираз (6) перетворимо на вигляд

$$\nu^* = \frac{1}{\pi}\int_0^{\theta_0} \frac{1}{\sqrt{\sin^2\frac{\theta_0}{2} - \sin^2\frac{\theta}{2}}} d\theta. \qquad (7)$$

Отримано еліптичний інтеграл першого роду, який виражається в елементарних функціях [11]. Результати чисельного інтегрування шляхом Ньютона-Котеса представлені на рис. 2. Тут же показані відносні похибки, зумовлені лінеаризацією рівняння (2)

$$\delta = \frac{\nu_0 - \nu}{\nu_0} \cdot 100\% = \left(1 - \frac{1}{\nu^*}\right) 100\%.$$

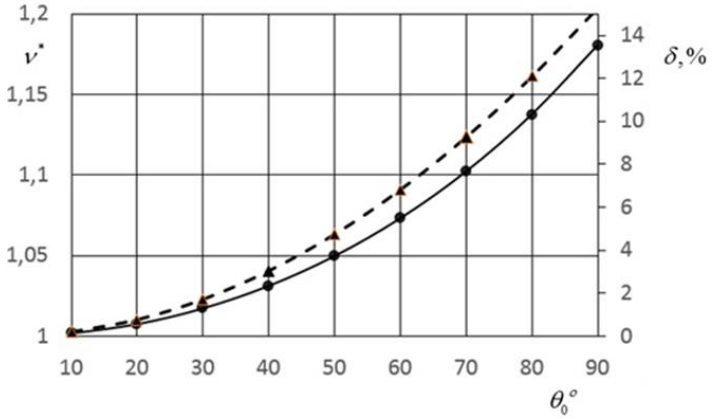


Рисунок 2 – Залежність відносної власної частоти (суцільна лінія) та похибки δ (пунктир) від амплітуди θ_0.

Графік демонструє характерну властивість нелінійних систем – неізохронність. При лінеаризації збільшення амплітуди коливань призводить до квадратичного зростання відносної похибки.

Внаслідок апроксимації чисельних результатів в інтервалі $10^\circ \le \theta_0 \le 90^\circ$ отримані наступні залежності:

$$\nu^* = 2{,}59 \cdot 10^{-5} \cdot \theta_0^2 - 4 \cdot 10^{-4} \cdot \theta_0 + 1{,}004$$

$$\delta = 1{,}9 \cdot 10^{-3} \cdot \theta_0^2 - 2 \cdot 10^{-4} \cdot \theta_0 - 6{,}28 \cdot 10^{-2}. \qquad (8)$$

З метою визначення точності формули (8) порівняно з апроксимаціями, виконаними іншими методами, обчислимо відносну частоту математичного маятника.

У роботах [11–13] розглянуто вільні коливання математичного маятника. Отримано такі залежності:

$$\ddot{\theta} + \omega_{m0}^2 \theta = 0,$$

$$\dot{\theta}_m = \sqrt{\frac{2g(\cos\theta - \cos\theta_0)}{l}},$$

де $\omega_{m0} = \sqrt{\frac{g}{l}};$ l – довжина маятника.

Інтегруючи обидві частини рівняння (4) та враховуючи m.

Скориставшись залежностями (5) – (7), отримаємо

$$\nu_{m0} = \frac{\omega_0}{2\pi} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{g}{l}},$$

$$\nu_m = \frac{1}{4\int_0^{\theta_0} \sqrt{\frac{l}{2g(\cos\theta - \cos\theta_0)}} d\theta}$$

$$\nu_m^* = \frac{\nu_{m0}}{\nu_m} = \frac{1}{\pi}\int_0^{\theta_0} \frac{1}{\sqrt{\sin^2\frac{\theta_0}{2} - \sin^2\frac{\theta}{2}}} d\theta.$$

Таким чином, незважаючи на відмінність власних кругових частот коливань циліндра та маятника, відносні власні частоти у них рівні. Це дозволяє застосувати результати, отримані для маятника [11] і тому далі індекс m не використовується.

У роботі [11] для апроксимації періоду коливань синус замінений рядом Маклорена

$$\sin\theta = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{(2n+1)!}\theta^{2n+1},$$

де n – цілі позитивні числа.

Застосовуючи метод гармонійного балансу, визначено період нелінійних коливань [11]

$$T = T_0\left(1 + \frac{1}{16}\theta_0^2 + \frac{10}{3072}\theta_0^4 + \frac{130}{737280}\theta_0^6 + \frac{13384}{1321205760}\theta_0^8 + \ldots\right). \quad (9)$$

Враховуючи (9) і що $\nu = 1/T,$ відносну власну частоту запишемо у вигляді ряду

$$\nu_h^* = 1 + \frac{1}{16}\theta_0^2 + \frac{10}{3072}\theta_0^4 + \frac{130}{737280}\theta_0^6 + \frac{13384}{1321205760}\theta_0^8 + \ldots \quad (10)$$

Тут індекс h символізує застосування методу гармонійного балансу.

У таблиці 1 наведено результати розрахунків відносних власних частот, виконаних за формулами (8) та (10), а також за формулою

$$\nu_e^* = 1 + \frac{1}{16}\theta_0^2 + \frac{11}{3072}\theta_0^4 + \frac{173}{737280}\theta_0^6 + \frac{22931}{1321205760}\theta_0^8 + \ldots, \quad (11)$$

отриманої внаслідок подання еліптичного інтеграла у вигляді ряду. Тут же наведено відносні похибки $\Delta = (\nu_e^* - \nu^*)100/\nu_e^*$ у порівнянні з ν_e^*, прийнятої в роботі [11] як «точна».

Таблиця 1 – Результати обчислень відносних власних частот за формулами (8), (10) і (11).

θ_0, градус	ν^* (8)	ν_h^* (10)	ν_e^* (11)	$\Delta,\%$ ν_h^*	$\Delta,\%$ ν^*
10	1,00259	1,00191	1,00191	0,0	-0,06787
20	1,00636	1,00766	1,00767	0,0	0,129012
30	1,01531	1,01738	1,01741	0,002949	0,206406
40	1,02944	1,03126	1,03134	0,007757	0,184226
50	1,04875	1,04957	1,04978	0,020004	0,098116
60	1,07324	1,07270	1,07318	0,044727	-0,00559
70	1,10291	1,10118	1,10214	0,087103	-0,06986
80	1,13776	1,13569	1,13749	0,158243	-0,02374
90	1,17779	1,17712	1,18034	0,272803	0,216039

Примітка: Результати обчислень ν_h^* і ν_e^* наведені у роботі [11].

З таблиці випливає, що максимальна відносна похибка 0,216039 формули (8) менше, ніж у формули (10) – 0,272803, при цьому обчислення простіше.

Висновки

1. Вплив амплітуди вільних коливань на частоту характеризується відносною власною частотою, що показує у скільки разів частота власних коливань лінеаризованої системи більша за частоту коливань нелінійної системи. Відносна частота залежить тільки від амплітуди коливань.

2. Встановлено, що з нелінійних коливаннях математичного маятника і циліндра їх відносні власні частоти описуються тієї ж функцією. Це дозволило для циліндра використовувати методи апроксимації, розроблені для маятника.

3. Відносну власну частоту коливань циліндра визначено в результаті апроксимації чисельного інтегрування, а також методом гармонійного балансу. Максимальна відносна похибка першого методу (0,22%) менша, ніж у другого (0,27%).

4. Похибка, обумовлена лінеаризацією диференціального рівняння руху циліндра, квадратично зростає зі збільшенням амплітуди коливань.

Перелік посилань

1. Челомей В. Н. *Вибрации в технике*. Том 6. Защита от вибрации и ударов. 1981. URL: http://www.zodchii.ws/books/info-1224.html

2. Legeza V. P. Dynamics of vibroprotective systems with roller dampers of low-frequency vibrations. *Strength of Materials*. 2004. № 2 (36). P. 186–194.

3. Takei H., Shimazaki Y. Vibration control effects of tuned cradle damped mass damper. *Journal of Applied Mechanics*. 2010. №13. P. 587–594.

4. Legeza V. P. Cycloidal pendulum with a rolling cylinder. *Mechanics of Solids*. 2012. Vol. 47, № 4. P. 380–384.

5. Obata M., Shimazaki Y. Optimum parametric studies on tuned rotary-mass damper. *Journal of Vibration and Control*. 2008. № 14. P. 867–884.

6. Bransch M. Unbalanced oil filled sphere as rolling pendulum on a flat surface to damp horizontal structural vibrations. *Journal of Sound and Vibration*. 2016. № 368. P. 22–35.

7. Rolling cylinder inside a fixed tube. URL: https://ocw.mit.edu/courses/mechanical-engineering/2-003j-dynamics-and-control-i-spring-2007/lecture-notes/lec12.pdf

8. Лапшин Е. С., Блюсс Б. А., Дзюба С. В. Определение рациональных параметров динамического гасителя низкочастотных колебаний. *Геотехнічна механіка*. 2018. № 139. С. 23–30.

9. Лапшин Е. С., Молчанов Р. Н., Милейковский М. Ю., Блюсс Б. А. Обобщение численного моделирования нелинейных колебаний полушара на плоскости. *Вісник Дніпровського університету. Серія: Механіка*. 2018. Т. 26. №. 22. С. 103-108.

10. Янке Е., Эмде Ф., Леш Ф.. Специальные функции, формулы, графики, таблицы. *Directmedia*. 2016. 343 с. ISBN 5447580129, 9785447580124. URL: https://read.in.ua/book142403/

11. Belendez A., Hernandez A., Marquez A., Belendez T., Neipp C. Analytical approximations for the period of non-linear pendulum. *European Journal of Physics*. 2006. V. 27, Iss. 3. P. 539-551.

12. Павловский М. А. Теоретична механіка: Підруч. *К. : Техніка*. 2002. 512 с.

13. Ольшанськнй В. П., Ольшанськнй С. В. Про рух математичного маятника. *Вісник НТУ «ХШ». Серія: Математичне моделювання в техніці та технологіях. Харків : НТУ «ХШ»*. 2017. № 30 (1252). С. 81-86.

References

1. Chelomey V. N. Vibrations in technology. Volume 6. Protection against vibration and shock. [Vibratsii v tekhnike. Tom 6. Zashchita ot vibratsii i udarov]. 1981. Available at: http://www.zodchii.ws/books/info-1224.html

2. Legeza V. P. Dynamics of vibroprotective systems with roller dampers of low-frequency vibrations. *Strength of Materials*. 2004. №2 (36). P. 186–194.

3. Takei H., Shimazaki Y. Vibration control effects of tuned cradle damped mass damper. *Journal of Applied Mechanics*. 2010. №13. P. 587–594.

4. Legeza V. P. Cycloidal pendulum with a rolling cylinder. *Mechanics of Solids*. 2012. Vol. 47, №4. P. 380–384.

5. Obata M., Shimazaki Y. Optimum parametric studies on tuned rotary-mass damper. *Journal of Vibration and Control*. 2008. №14. P. 867–884.

6. Bransch M. Unbalanced oil filled sphere as rolling pendulum on a flat surface to damp horizontal structural vibrations. *Journal of Sound and Vibration*. 2016. №368. P. 22–35.

7. Rolling cylinder inside a fixed tube. Available at: https://ocw.mit.edu/courses/mechanical-engineering/2-003j-dynamics-and-control-i-spring-2007/lecture-notes/lec12.pdf.

8. Lapshin E. S., Blyuss B. A., Dzyuba S. V. Determination of rational parameters of a dynamic damper of low-frequency vibrations. [Determination of rational parameters of a dynamic damper of low-frequency vibrations]. *Geotechnical mechanics*. 2018. No. 139. pp. 23–30.

9. Lapshin E. S., Molchanov R. N., Mileikovsky M. Yu., Blyuss B. A. Generalization of numerical modeling of nonlinear oscillations of a hemisphere on a plane. [Obobshcheniye chislennogo modelirovaniya nelineynykh kolebaniy polushara na ploskosti]. *Bulletin of Dnipro University. Series: Mechanics*. 2018. Vol. 26. No. 22. pp. 103-108.

10. Janke E., Emde F., Lesch F. Special functions, formulas, graphs, tables. [Spetsial'nyye funktsii, formuly, grafiki, tablitsy]. *Directmedia*. 2016. 343 c. ISBN 5447580129, 9785447580124. Available at: https://read.in.ua/book142403/

11. Belendez A., Hernandez A., Marquez A., Belendez T., Neipp C. Analytical approximations for the period of non-linear pendulum. *European Journal of Physics*. 2006. V. 27(3). P. 539-551.

12. Pavlovsky M. A. Theoretical mechanics: Textbook. [Teoretychna mekhanika: Pidruchnyk.]. K.: Technology. 2002. 512 p.

13. Olshansky V. P., Olshansky S. V. About the collapse of the mathematical pendulum. [Pro rukh matematychnoho mayatnyka]. Newsletter of NTU "HS". Series: Mathematical modeling in engineering and technology. Kharkiv: NTU "KhSh". 2017. No. 30 (1252). pp. 81-86.

E. S. Lapshin[1], D. Sc. (Tech.), Leading Researcher, ORCID 0000-0002-5443-5566
O. I. Shevchenko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0003-2630-0186

[1] *M. S. Poliakov Institute of Geotechnical Mechanics of the National Academy of Sciences of Ukraine*

DETERMINATION OF THE RATIONAL PARAMETERS OF THE LOW-FREQUENCY OSCILLATION DAMPER OF LARGE-SIZED ENGINEERING STRUCTURES

Abstract. The article is aimed at determining the rational parameters of a low-frequency vibration damper with rolling elements, which have a simple design and high reliability. The parameters of the damper should be such that its frequency is close to the frequency of the main tone of the structure's vibrations. For this, the natural frequency of the vibration damper is determined under the assumption of small amplitude of the oscillations, which allows the equations of motion to be linearized. At large amplitudes, the nonlinear differential equation of motion is solved by numerical methods that allow finding only private solutions for specific conditions. There is a need to generalize private decisions. For this purpose, one of

the simplest dampers was considered, which consisted of a uniform cylinder and a recess (the axes of the cylinder and recess are parallel). It is assumed that there is no energy dissipation and slippage. The cylinder makes free oscillations, which are described by a nonlinear differential equation of the second order. As a result of calculations, the natural frequency and period of natural oscillations of the linearized system were determined. Then, from the condition of conservation of energy, the natural frequency is determined, taking into account the nonlinearity of the system. As a result of numerical integration using the Newton-Cotes method, the dependence of the relative natural frequency and the error caused by the linearization of the differential equation of the cylinder's motion on the amplitude was obtained. Dependence analysis demonstrates a characteristic property of nonlinear systems – non-isochronism. With linearization, an increase in the amplitude of oscillations leads to a quadratic increase in the relative error. As a result of the approximation of the numerical results in the range of values of the angle, which was calculated from the vertical passing through the center of curvature of the depression, from 10 to 90^0, the dependences of the determination of the relative natural frequency and the error were obtained. In order to determine the accuracy of the obtained dependencies, a comparison was made with approximations obtained by other methods. The comparison shows that the maximum relative error of 0.216039 of the obtained dependence is less than that obtained by other methods – 0.272803, while the calculation is simpler. As a result of calculations and analysis, the following was established. The influence of the amplitude of free oscillations on the frequency is characterized by the relative natural frequency, which shows how many times the natural oscillation frequency of the linearized system is greater than the oscillation frequency of the nonlinear system. The relative frequency depends only on the amplitude of the oscillations. In the case of nonlinear oscillations of a mathematical pendulum and a cylinder, their relative natural frequencies are described by the same function. This allowed the cylinder to use the approximation methods developed for the pendulum. The relative natural frequency of oscillations of the cylinder is determined as a result of numerical integration approximation, as well as by the method of harmonic balance. The maximum relative error of the first method (0.22%) is smaller than that of the second (0.27%), while the calculation is simpler. The error, which is due to the linearization of the differential equation of motion of the cylinder, increases quadratically with an increase in the amplitude of oscillations.

Key words: damper of low-frequency oscillations, large-scale engineering structures, numerical experiments, rational parameters of the damper, natural frequency of the damper of oscillations, amplitude of oscillations.

For citation: Lapshin, E. S., & Shevchenko, O. I. (2023). Determination of the rational parameters of the low-frequency oscillation damper of large-sized engineering structures. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 578-587. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-578-587

Стаття надійшла до редакції збірника 03.11.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-588-591
УДК 669.1:621.771

До 100-річчя з дня народження доктора технічних наук, професора, заслуженого діяча науки України директора Інституту чорної металургії (1978-1988 рр.) Івана Герасимовича УЗЛОВА

Г. А. Кононенко[1], д.т.н., ст.д., ORCID 0000-0001-7446-4105
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*

В ПАМ'ЯТЬ ПРО УЗЛОВА ІВАНА ГЕРАСИМОВИЧА

Анотація. З нагоди 100-річчя, яке відбулося 14 серпня 2023 року, подається нарис науково-організаційної діяльності Узлова І. Г. під час роботи в Інституті чорної металургії ім. З. І. Некрасова НАН України.

Ключові слова: металознавець, організатор науки, термічне зміцнення.



14 серпня 2023 року видатному українському вченому-металургу доктору технічних наук, професору Івану Герасимовичу Узлову виповнилось би 100 років. Його життєвий шлях викликає глибоку повагу, бо весь був сповнений вагомих наукових та практичних здобутків. Після досягнення віку 90 років доктор технічних наук, професор І. Г. Узлов перебував на пенсії, поки 21 лютого 2022 року його серце не перестало битись. Але його ідеї продовжують втілюватись, його справа буде жити поки є його послідовники.

Узлов Іван Герасимович прийшов в Інститут чорної металургії за запрошенням академіка К. Ф. Стародубова, основоположника вітчизняної школи вчених-термістів, що розробляли питання створення нетрадиційних енергозберігаючих процесів термічного зміцнення масових видів прокату з вуглецевих та низьколегованих сталей. Це й

визначило подальший напрямок роботи І. Г. Узлова: він зробив значний вклад у розвиток масового виробництва металопрокату, створив високоефективну технологію виробництва залізничних коліс за рахунок застосування прогресивних технологій термічного оброблення і використання нових марок сталей для залізничного транспорту. У 1950-1960-х роках Узлов І. Г. виконував важливі роботи по створенню прогресивного виробництва залізничних коліс нового покоління, в результаті чого було побудовано два нових колесопрокатних цеха: у Нижньодніпровському трубопрокатному та Виксунському металургійному заводах. За його участі були розроблені нові технологічні рішення по виробництву залізничних коліс, в тому числі вперше була створена технологія їх вертикального термічного зміцнення.

За результатами досліджень великої кількості зруйнованих при експлуатації коліс в місцях найбільших статичних та динамічних навантажень були розроблені критерії визначення експлуатаційної надійності, зокрема при визначенні ударної в'язкості. Був запропонований спосіб визначення та інтервал припустимих значень залишкових технологічних напружень. Ці показники були введені в державний стандарт на колеса. Також була створена нова марка сталі для пасажирських вагонів зі зниженим вмістом вуглецю, мікролегована ванадієм (1960-1970 роки), та сталь для вантажних вагонів з вмістом вуглецю до 0,67%, мікролегована ванадієм (2000-і роки).

Його послідовниками було продовжено напрямок розробки систем легування сталей для металопродукції залізничного призначення, технологічних параметрів деформаційної та термічної обробки, що забезпечують підвищення її експлуатаційної довговічності та зниження собівартості виробництва. Так було розроблено додаткові критерії оцінювання надійності залізничних коліс, в тому числі з застосуванням положень механіки руйнування (в'язкість руйнування K_{1C}). У 2010-х роках були розроблені нові марки сталі для коліс вантажних вагонів: з обмеженим вмістом вуглецю, підвищеним вмістом кремнію, мікролегована ванадієм для складних умов гальмування; з високим вмістом вуглецю, легована хромом та нікелем, мікролегована молібденом для навантажень до 30-32 тон на вісь. Модернізація обладнання термічної ділянки колесопрокатного цеху ВАТ «Інтерпайп НТЗ (колишній Нижньодніпровський трубний завод) дозволила запровадити регулювання витрати охолоджувача на вертикальній гартувальній машині, розробленій Узловим І. Г., з метою застосування відповідних режимів охолодження при термічній обробці для різних марок сталі та сортаменту залізничних коліс, для підвищення рівномірності структури за перетином ободу.

Також під керівництвом та за активної участі Узлова І. Г. було розроблено ефективні технології і обладнання для термічного оброблення прокату в потоці станів – круглих профілів, швелерів, балок, труб великого діаметру, товстого листа, катанки. Впровадження здійснювалось на комбінатах «Криворіжсталь», «Азовсталь», Нижньотагільському, Череповецькому, Західно-Сибірському та багатьох інших. Завдяки цьому, до кінця вісімдесятих років було суттєво збільшено виробництво сталевого прокату з підвищеним та високим рівнем міцності. У дев'яностих роках в дослідженнях під керівництвом Узлова І. Г. було встановлено, що зниження температури прокатки дозволяє підвищити границю плинності з одночасним підвищенням в'язкості вуглецевих та низьковуглецевих сталей, а використовуючи зміну швидкості післядеформаційного охолодження можна керувати структуроутворенням з отриманням заданого комплексу властивостей. Розроблені нові параметри термомеханічного зміцнення сталей з використанням додаткового деформаційного оброблення, в тому числі знакозмінного.

В напрямку розвитку наукових і технологічних положень ефективних процесів формування структури і заданого комплексу властивостей сортового і листового прокату шляхом їх термомеханічного зміцнення продовжують працювати співробітники відділу проблем деформаційно-термічної обробки конструкційних сталей і зараз. За останні роки послідовниками справи Івана Герасимовича розроблено технологічний процес термічної обробки низьковуглецевих сталей масового призначення, який забезпечує можливість виробництва високоміцного холодостійкого прокату для кузовів вантажних вагонів нового покоління ($\sigma_т \geq 500$ Н/мм^2, KCU$^{-60} \geq 29$ Дж/см^2 и $\sigma_{-1} \approx 350$ Н/мм^2) без використання дорогих легуючих елементів (нікель, хром, ванадій, ніобій та ін.) за умови формування рівномірної структури голчастого фериту в низьковуглецевих сталях завдяки наявності додаткових центрів зародження, якими слугували карбонітриди титану і нітриди алюмінію.

Іван Герасимович був активним та талановитим організатором науки. Від початку роботи Інституту його співробітники приділяли значну увагу встановленню контактів з металургійними заводами і визначенню напрямків науково-дослідних робіт на них. Значна увага приділялась встановленню взаємодії з науково-дослідними інститутами галузей металоспоживання. Це дозволило Інституту чорної металургії визначати найголовніші для цих галузей задачі й вирішувати багато організаційно-технічних питань. На посаді директора І. Г. Узлов провадив активну діяльність щодо створення та посилення експериментальної бази в наукових відділах, оснащення дослідним

обладнанням. Завершувалось будівництво корпусу Експериментально-промислового виробництва, для нього було придбано великий верстатний парк. Практикувались регулярні виїзди керівників відділів під головуванням директора на металургійні підприємства. В результаті таких виїздів оцінювались результати виконаних робіт та планувались наступні розробки. В вісімдесятих роках були побудовані житлові будинки для провідних науковців та спеціалістів, молоді родини отримали квартири. У 1988 році після досягнення пенсійного віку Узлов І. Г. повністю зосередив свою діяльність на науковій роботі в очолюваному ним відділі металознавства та термічної обробки сталі.

Добра пам'ять про Івана Герасимовича назавжди залишиться серед тих, хто знав його та працював з ним поруч довгі роки. Колеги, що мали честь працювати під керівництвом Івана Герасимовича виказували глибоку вдячність за співробітництво, за його чесність, принциповість та доброзичливість відносно колег. Іван Герасимович був глибоко освіченою людиною, інтелектуалом, що готовий поділитись своїми знаннями та досвідом з молодими співробітниками, був відкритий до спілкування. Вчені такого рівня завжди будуть прикладом відданості науці, творчої цілеспрямованості, величезної працездатності для його послідовників.

Посилання для цитування: Кононенко Г. А., Меркулов О. Є. В пам'ять про Узлова Івана Герасимовича. *Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії.* 2023. Вип. 37. С. 588-591. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-588-591

G. A. Kononenko[1], D. Sc. (Tech.), Senior Researcher, ORCID 0000-0001-7446-4105
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*

IN MEMORY OF IVAN GERASIMOVICH UZLOV

Abstract. On the occasion of the 100th anniversary, which took place on 14 August 2023, a biography of I. G. Uzlov's scientific and organisational activities during his work at the Iron and Steel Institute.

Key words: metallurgist, leader, thermal hardening.

For citation: Kononenko, G. A., & Merkulov, O. Ye. (2023). In memory of Ivan Gerasimovich Uzlov. *Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy*, 37, 588-591. https://doi.org/10.52150/2522-9117-2023-37-588-591

Стаття надійшла до редакції збірника 08.12.2023 р.
Рекомендовано до друку редколегією збірника (Протокол № 9 від 19.12.2023 р.)

ЗМІСТ ЗБІРНИКА
«Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії»
№ 37 (2023 р.)

1 Загальні проблеми

Тубольцев Л. Г., Чайка О. Л., Бабаченко О. І. Перспективи розвитку металургійного виробництва в Україні за рахунок використання нових технологій 4

2 Виробництво чавуну

Альтер М. А., Чайка О. Л., Корнілов Б. В., Москалина А. О. Аналіз розвитку технологій задувки доменних печей в 20-21 століттях 26

Бочка В. В., Нізяєв К. Г., Ягольник М. В., Сова А. В., Шмат К. В., Олексієнко М. М. Оцінка процесів руйнування та способів стабілізації агломерату 50

Губинський М. В., Сибір А. В., Федоров С. С., Меркулов О. Є., Губинський С. М., Мазорчук В. Ф., Форись О. М. Особливості процесу навуглецювання Fe-C розплаву та вплив на нього виду карбюризаторів 62

Іванча М. Г., Нестеров О. С., Муравйова І. Г., Гармаш Л. І., Вишняков В. І., Щербачов В. Р., Єрмоліна К. П. Удосконалення технологічних вимог до розподілу шихтових матеріалів та газового потоку при роботі доменних печей з низьким вмістом кремнію у чавуні та оцінка можливості їх реалізації на сучасних доменних печах 76

Крячко Г. Ю., Сігарьов Є. М., Похвалітий А. А. Особливості вибору параметрів заплечиків доменних печей 105

Петряков М. В., Грес Л. П., Гупало О. В., Верещак В. І., Єрьомін О. О., Григор'єв А. С. Дослідження ефективності використання суміші повітря, димових газів та технологічного кисню в якості окиснювача при опаленні доменних повітронагрівачів 121

Семенов Ю. С., Горупаха В. В., Ващенко С. В., Худяков О. Ю., Шумельчик Є. І., Баюл К. В. Розробка стабілізаційних заходів, направлених на виведення цинку з продуктами плавки та акумулювання титану в горні доменної печі 139

Чайка О. Л., Корнілов Б. В., Москалина А. О., Лебідь В. В., Ізюмський М. М., Джигота М. Г. Аналіз скорочення викидів вуглекислого газу з доменної печі в умовах використання перспективних та існуючих технологій доменної плавки 158

3 Позапічна обробка чавуну

Двоскін Б. В., Маначин І. О., Кисляков В. Г., Шевченко С. А., Петруша В. П., Зотов Д. С. Особливості зміни вмісту сірки в доменному чавуні, що поставляється для конвертерного переробу 175

Кисляков В. Г., Тогобицька Д. М., Молчанов Л. С., Єлісєєв В. І., Ліхачов Ю. М. Аналіз моделей процесів позаагрегатного оброблення чавуну 184

Шевченко А. П., Маначин І. О., Двоскін Б. В. , Шевченко С. А., Башмаков О. М. Розробка номограм та розрахункових моделей питомих витрат магнію та вмісту сірки в чавуні при різних умовах інжекційної десульфурації чавуну 201

4 Сталеплавильне виробництво

Голуб Т. С., Молчанов Л. С., Семикін С. І., Прокопенко П.Г. Встановлення раціональних режимів взаємодії газового струменя та електричного розряду для розробки методу легування газоподібним нітрогеном при використанні електричної активації 211

Молчанов Л. С., Піптюк В. П., Греков С. В. Доцільність освоєння технології вакуумування сталі на ПрАТ «Каметсталь» 220

Самохвалов С. Є., Піптюк В. П., Греков С. В. Вплив кількості добавки на гідродинаміку металевої ванни у ківші 231

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 246

Степаненко Д. О., Гришин О. М., Бєлькова А. І. Аналітичні та експериментальні дослідження властивостей шлаків та шлакоутворюючих сумішей сталеплавильного виробництва 260

Тогобицька Д. М., Бєлькова А. І., Степаненко Д. О., Поворотня І. Р., Греков С. В. Методика оцінки фізико-хімічної взаємодії в системі "метал-шлак" як кооперативного іонообмінного процесу під час рафінування сталі 271

Тогобицька Д. Н., Кукса О. В., Греков С. В., Поворотня І. Р., Ліхачов Ю. М., Ходотова Н. Є. Прогнозування теплофізичних властивостей хромовмісних феросплавів 287

Чернятевич А. Г., Герасименко В. Г., Молчанов Л. С. Вдосконалення технології виплавки та розливки сталі на МБЛЗ для виробництва залізничних рейок в умовах вітчизняних металургійних підприємств 295

Юшкевич П. О. Стан та досвід використання кисневих конвертерів на металургійних підприємствах сучасної України 304

5 Прокатне виробництво

Вереньов В. В. Перспективи розвитку методів діагностики в перехідних режимах роботи прокатних станів 316

Добряк В. Д., Угрюмов Д. Ю., Николаєнко Ю. М., Соловйова І. А. Стан і розвиток способів розподілу гарячого металу на мірні довжини 324

Єгоров О. П., Рибальченко М. О., Маначин І. О. Адаптивна система управління швидкісним режимом вільної прокатки з нечітким регулятором 340

Приходько І. Ю., Воробей С. О., Разносілін В. В. Шляхи зменшення різнотовщинності товстолистового прокату 349

Раздобрєєв В. Г., Приходько І. Ю., Ключніков К. Ю., Паламар Д. Г., Лещенко О. І. Вибір методики визначення енергосилових параметрів процесу протягування штаби через згино-розтягувальний пристрій 358

6 Металознавство і матеріалознавство

Бабаченко О. І., Кононенко Г. А., Рибалка Є. М., Подольський Р. В., Сафронова О. А., Сафронов О. Л. Розробка рекомендацій щодо технічних вимог для нового національного стандарту на залізничні колеса 374

Балаханова Т. В., Чуйко І. М., Парусов Е. В., Олійник Е. В. Деякі аспекти використання сталей під час позареакторного зберігання та транспортування відпрацьованого ядерного палива. (Огляд) 389

Губенко С. І., Парусов Е. В., Парусов О. В. Формозміна і перерозподіл неметалевих включень в сталях за обробки тиском 407

Кононенко Г. А., Аджамський С. В., Подольський Р. В., Сафронова О. А., Шпак Е. А., Дерягін А. І. Внутрішні залишкові напруження в адитивному виробництві. (Огляд). 434

Кононенко Г. А., Кімстач Т. В., Сафронова О. А., Подольський Р. В. Шляхи підвищення стійкості та живучості листового прокату із броньової сталі. (Огляд). 447

Луценко В. А., Голубенко Т. М., Луценко О. В. Вплив температури обробки на структуроутворення Cr-Mo-V сталі 465

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 476

Столбовий В. О., Дейнеко Л. М., Пінчук В. Л., Кривчик Л. С., Хохлова Т. С. Використання зносостійких покриттів для зміцнення трубного інструменту для виробництва труб пресуванням з високолегованих сталей 490

Узлов К. І., Реп'ях С. І., Кімстач Т. В., Сафронова О. А., Мазорчук В. Ф., Білий А. П. Триботехнічні властивості сплаву БрО3А3 в умовах сухого тертя 505

Філоненко Н. Ю, Бабаченко О. І., Кононенко Г. А. Вплив мікролегування титаном, алюмінієм та азотом вуглецевої сталі на особливості структури та механічні властивості 522

7 Галузеве машинобудування

Баюл К. В., Ващенко С. В., Худяков О. Ю., Зінченко А. В., Семенов Ю. С., Солодка Н. О. Аналіз сучасних підходів та методів проектування механічного обладнання, які можуть бути застосовані для розробки сучасного системного підходу до створення валкових брикетних пресів 534

Білодіденко С. В., Мазур І. А., Добряк В. Д., Угрюмов Д. Ю., Угрюмов Ю. Д. Шляхи поліпшення гальмування рухомих частин подавального апарата пілігримового стана 557

Лапшин Є. С., Шевченко О. І. Визначення раціональних параметрів гасителя низькочастотних коливань великогабаритних інженерних споруд 578

8 Історична рубрика

Кононенко Г. А., Меркулов О. Є. В пам'ять про Узлова Івана Герасимовича 588

Зміст 592

Вихідні дані збірки 600

CONTENT OF THE COLLECTION
"Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy"
2023, Collection 37

1 Common problems

Tuboltsev L. G., Chaika O. L., Babachenko O. I. Prospects of technological development of metallurgical production in Ukraine due to the use of new technologies 4

2 Ironmaking

Alter M. A., Chaika O. L., Kornilov B. V., Moskalyna A. O. Analysis of the development of blast furnace blowing technologies in the 20th and 21st centuries 26

Bochka V. V., Niziaiev K. H., Yaholnyk M. V., Sova A. V., Shmat K. V., Oleksiienko M. M. Evaluation of destruction processes and methods of agglomerate stabilization 50

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 62

Ivancha M. H., Nesterov O. S., Muravyova I. H, Garmash L. I., Vishnyakov V. I., Shcherbachov V. R., Yermolina K. P. Improvement of technological requirements for distribution of burden materials and gas flow in the operation of blast furnaces with low silicon content in pig iron and assessment of their implementation on modern blast furnaces 76

Kryachko H. Yu, Siharov Ye. M., Pokhvalityi A. A. Features choice parameters shoulders of blast furnaces 105

Petriakov M. V., Gres L. P., Gupalo O. V., Vereshchak V. I., Yeromin O. O., Hryhoriev A. S. 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 121

Semenov Yu. S., Horupakha V. V., Vashchenko S. V., Khudyakov O. Yu., Shumelchyk Ye. I., Baiul K. V. Development of stabilization measures aimed at removing zinc with smelting products and accumulating titanium in the hearth of a blast furnace 139

Chaika O. L., Kornilov B .V., Moskalyna A. O., Lebid V. V., Iziumskyi M. M., Dzhyhota M. H. Analysis of reduction of carbon dioxide emissions from blast furnace under conditions of using advanced and existing blast furnace melting technologies 158

3 Out-of-furnace treatment of hot metal

Dvoskin B. V, Manachin I. O., Kislyakov V. H., Shevchenko S. A., Petrusha V. P., Zotov D. S. Peculiarities of changes in sulphur content in blast furnace cast iron supplied for BOF processing 175

Kislyakov V. H., Togobitskaya D. M., Molchanov L. S., Yelisieiev V. I., Likhachov Y. M. Analysis of models of non-aggregate cast iron processing processes 184

Shevchenko A. P., Manachin I. O., Dvoskin B. V., Shevchenko S. A., Bashmakov O. M. Development of nomograms and calculative models for specific magnesium consumption and sulfur content in iron under different conditions of injection hot metal desulfurization 201

4 Steelmaking

Golub T. S., Molchanov L. S., Semykin S. I., Prokopenko P. G. Establishment of rational modes of interaction of gas flow and electric discharge for the development of the gaseous nitrogen alloying method using electrical activation 211

Molchanov L. S., Piptyuk V. P., Grekov S. V. Feasibility of developing steel vacuuming technology at "Kametstal" PJSC 220

Samokhvalov S. Ye., Piptyuk V. P., Grekov S. V. Influence of the quantity of the additive on the hydrodynamics of the metal bath in the ladle 231

Semykin S. I., Golub T. S., Molchanov L. S., Prokopenko P. H. Analysis of the influence mechanisms of activated oxygen streams on dust emission processes in oxygen-converter process 246

Stepanenko D. O., Grishin O. M., Belkova A. I. Analitical and experimental studies of properties of slag and slag-forming mixtures of steelmaking production 260

Togobitskaya D. M., Belkova A. I., Stepanenko D. O., Povorotnia I. R., Grekov S. V. Method for assessing physical-chemical interaction in the metal-slag system as a cooperative ion-exchange process in steel refining 271

Togobitskaya D. M., Kuksa O. V., Grekov S. V., Povorotnia I. R., Lihachov Y. M., Hodotova N. E. The prediction of thermophysical properties of chrome-containing ferroalloys. 287

Chernyatevych A. G., Gerasimenko V. G., Molchanov L. S. Improvement of the technology of steel melting and casting at continuous casting machine for the production of railway rails under the conditions of domestic metallurgical enterprises 295

Yushkevych P. O. The condition and experience of using oxygen converters at metallurgical enterprises of modern Ukraine 304

5 Rolling production

Verenev V. V. Prospects for the development of diagnostic methods in transient operating conditions of rolling mills 316

Dobryak V. D., Ugryumov D. Yu., Nykolayenko Yu. M., Solovyova I. A. Condition and development of methods for dividing a hot metal to measured lengths 324

Yegorov O. P., Rybalchenko M. O., Manachyn I. O. Adaptive control system of free rolling speed mode with fuzzy controller 340

Prykhodko I. Yu., Vorobei S. O., Raznosilin V. V. Ways to reduce the thickness variation of thick sheets rolling 349

Razdobreev V. G., Prykhodko I. Yu., Kluychnikov K. Yu., Palamar D. G., Leshchenko A. I. Choice of the method of determining the energy-force parameters of the process of drawn of the stack through a bending-tensioning device 58

6 Metal science

Babachenko O. I., Kononenko G. A., Rybalka E. M., Podolskyi R. V., Safronova O. A., Safronov O. L. Development of recommendations on technical requirements for a new national standard for railway wheels 374

Balakhanova T. V., Chuiko I. M., Parusov E. V., Oliinyk E. V. Some aspects of the use of steel during out of reactor storage and transportation of spent nuclear fuel. (Review) 389

Gubenko S. I., Parusov E. V., Parusov O. V. The shape change and redistribution of non-metallic inclusions in steels during working by pressure 407

Kononenko G. A., Adjamskiy S. V., Podolskyi R. V., Safronova E. A., Shpak E. A., Deryagin A. I. Internal residual stresses in additive manufacturing. (Overview) 434

Kononenko G. A., Kimstach T. V., Safronova O. A., Podolskyi R. V. Ways of increasing the stability and survival of rolled sheet made of armored steel. (Overview) 447

Lutsenko V. A., Golubenko T. M., Lutsenko O. V. The influence of processing temperature on the structure formation of the Cr-Mo-V steel 465

Povorotnia I. R., Podolskyi R. V., Safronova O. A., Oliinyk E. V. Analysis of the influence of the content and ratio of chemical elements on the phase composition and hardness of carbon steels of different composition 476

Stolbovy V. O., Deineko L. M., Pinchuk V. L., Kryvchyk L. S., Khokhlova T. S. Use of wear-resistant coatings for strengthening pipe tools for the production of pipes by pressing from high alloy steel 490

Uzlov K. I., Repyakh S. I., Kimstach T. V., Safronova O. A., Mazorchuk V. F., Bilyi A. P. Tribotechnical properties of BRO3A3 alloy under dry friction conditions 505

Filonenko N. Yu., Babachenko O. I., Kononenko G. A. Effect of microalloying of carbon steel with titanium, aluminum and nitrogen on structural pecularities and mechanical properties 522

7 Industrial Machinery Engineering

Baiul K. V., Vashchenko S. V., Khudyakov A. Yu., Zinchenko A. V., Semenov Yu. S., Solodka N. O. Analysis of modern approaches and methods for designing mechanical equipment, which can be applied in the development of a contemporary systematic approach to creating roller briquetting presses 534

Bilodidenko S. V., Mazur I. A., Dobriak V. D., Uhriumov D. Yu., Uhriumov Yu. D. Ways to improve braking of moving parts of the pilger mill feeding apparatus 557

Lapshin E. S., Shevchenko O. I. Determination of the rational parameters of the low-frequency oscillation damper of large-sized engineering structures 578

8 Historical section

Kononenko G. A., Merkulov O. Ye. In memory of Ivan Gerasimovich Uzlov 588

Content 592

Collection output 600

Інститут чорної металургії ім. З. І. Некрасова
Національної академії наук України

Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії

Збірник наукових праць
Випуск 37
2023 рік

Fundamental and applied problems of ferrous metallurgy

Collection of scientific papers
Collection 37
2023

(Українською та англійською мовами)

Художній редактор – *Л. Г. Тубольцев*
Технічний редактор – *Л. Г. Тубольцев*
Комп'ютерна верстка – *Т. М. Голубенко*

Здано до складання 18.12.23. Підписано до друку 19.12.23.
Формат 84 х 108/32. Ум. друк. арк. 31,5.
Обл.-вид. арк. 34,5. 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

