НАЦИОНАЛЬНАЯ АКАДЕМИЯ НАУК УКРАИНЫ
ИНСТИТУТ ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ
ИМ.З.И.НЕКРАСОВА

ФУНДАМЕНТАЛЬНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Сборник научных трудов

Выпуск 30

Выходит ежегодно. Основан в 1995 году

2015

УДК 669.1.001.5

У збірнику викладено результати теоретичних досліджень, розробок технологій та обладнання доменного, сталеплавильного, прокатного виробництв, металознавства та термічної обробки сталі, економіки та організації виробництва. Розглянуто теоретичні основи розробки нових металургійних процесів, створення ресурсозберігаючих технологій та утилізації відходів. Представлено матеріали щодо історії розвитку Інституту та наукових досліджень, що визначають рівень вітчизняної металургії.

Для фахівців у галузі металургії.

В сборнике изложены результаты теоретических исследований, разработок технологий и оборудования доменного, сталеплавильного, прокатного производств, металловедения и термической обработки стали, экономики и организации производства. Рассмотрены теоретические основы разработки новых металлургических процессов, создания ресурсосберегающих технологий и утилизации отходов. Представлены материалы об истории развития Института и научных исследований, определяющих уровень отечественной металлургии.

Для специалистов в области металлургии.

Р е д а к ц и о н н а я к о л л е г и я

д.т.н. А.И.Бабаченко (ответственный редактор);; д.т.н. А.С.Вергун;
д.т.н. В.В.Веренев; д.т.н. С.А.Воробей; д.т.н., проф. А.Г.Чернятевич;
к.т.н. Е.Г.Демина; к.т.н. В.Г.Кисляков; д.т.н., проф. В.З.Куцова;
д.т.н., проф. Г.В.Левченко; д.т.н. В.А.Луценко; член-корреспондент НАН Украины, д.т.н., проф.В.Л.Мазур; к.т.н. А.Е.Меркулов; к.т.н. Н.М.Можаренко;
д.т.н. И.Г.Муравьева; к.т.н. А.С.Нестеров; д.т.н. А.В.Ноговицын;,
к.т.н. Ю.С.Семенов; к.т.н. С.И.Семыкин к.т.н.; В.В.Пиптюк;
д.т.н. С.Т. Плискановский;; д.т.н. И.Ю.Приходько; проф., д.т.н. Э.В.Приходько;
д.т.н. И.Г.Товаровский; д.т.н., проф. Д.Н.Тогобицкая;
к.т.н. Л.Г.Тубольцев (ответственный секретарь);
д.т.н, проф. А.Г.Чернятевич; д.т.н.,проф. И.Г.Узлов; д.т.н. А.Ф.Шевченко

Утверждено к печати ученым советом Института черной металлургии им.З.И.Некрасова НАН Украины (протокол №9 от 25.12.2015 г.). Рецензирование статей проведено членами редакционной коллегии сборника.

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

Видання включено до Переліку №1 наукових фахових видань, в яких можлива публікація результатів дисертаційних робіт згідно постанови президії ВАК України від 06.10.2010 р. №1-05/6.

ISBN 978-617-7146-46-1

© Институт черной металлургии им.З.И.Некрасова НАН Украины, 2014.

49050, Украина, Днепропетровск, площадь Академика Стародубова, 1

УДК 669.1:061.6

А.И.Бабаченко, А.С.Вергун, Л.Г.Тубольцев, Л.И.Гармаш

РЕЗУЛЬТАТЫ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ ИНСТИТУТА ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ НАН УКРАИНЫ В 2010-2015 ГОДАХ

Институт черной металлургии им. З.И.Некрасова НАН Украины

Подведены итоги деятельности Института черной металлургии Национальной академии наук Украины за 2010-2015 годы. Представлены основные научные достижения и их реализация на предприятиях отрасли. Проведен анализ важнейших показателей научной деятельности Института: кадровый состав, структура, уровень финансирования, работа с молодыми научными сотрудниками, публикации, патенты. Определены основные направления деятельности на перспективу.

Ключевые слова: Институт черной металлургии, научные достижения, анализ деятельности

Институт черной металлургии НАН Украины является ведущей научной организацией Украины в области металлургии. В 2014 г. ИЧМ отметил 75-летний юбилей со дня своего основания. Созданный в системе Академии наук Украины, Институт изначально был нацелен на выполнение одной из важнейших задач Академии – проведение фундаментальных научных исследований и создание на основе их результатов прогрессивных прикладных разработок и технологий с последующей реализацией в металлургическом производстве. В ИЧМ было разработано большое количество новых технологий по основным переделам металлургического производства, многие из которых были созданы впервые в мировой практике и сегодня составляют лицо мировой металлургии.

Основные направления научной деятельности ИЧМ определены Постановлением Президиума НАН Украины:

1. Исследование и разработка новых технологий, оборудования, систем управления в производстве чугуна, стали и проката.
2. Научно-техническое сопровождение Программы развития горно-металлургического комплекса Украины.
3. Научные основы формообразования железоуглеродистых сплавов и управления их структурой и свойствами.
4. Физико-химия и термодинамика многокомпонентных металлических систем и жидкого состояния шлакометаллических расплавов.

Направленность на научно-техническое сопровождение всех стадий металлургического производства – от производства чугуна до готовой продукции – определяет и структуру Института, которая охватывает все основные его переделы (рис. 1). В ИЧМ 10 научных отделов, 3 научно-технических, АХО и экспериментально-производственное предприятие.



Рис. 1. Структура ИЧМ.

В 2014г. в структуре ИЧМ произошли изменения: отдел сортового и специального проката и отдел прокатки тонкого листа объединены в один – отдел процессов и машин обработки металлов давлением.

За период 2010-2014 г. общая численность сотрудников Института была довольно стабильной (рис. 2). На 1 января 2015 г. в Институте работало 312 человек, из них 59 кандидатов и 15 докторов наук. Но в 2015 г. после принятия очередных поправок в пенсионное законодательство Украины были вынуждены уволиться многие научные пенсионеры, что привело к тому, что на 1 января 2016 г. численность сотрудников ИЧМ сократилась до 261 человека.

Кроме того, в последние 2-3 года в ИЧМ практически не приходят выпускники после окончания ВУЗов. Это связано с рядом причин: низкой заработной платой молодого специалиста, непристижностью труда научных сотрудника, и, наконец, слабой подготовкой выпускников.

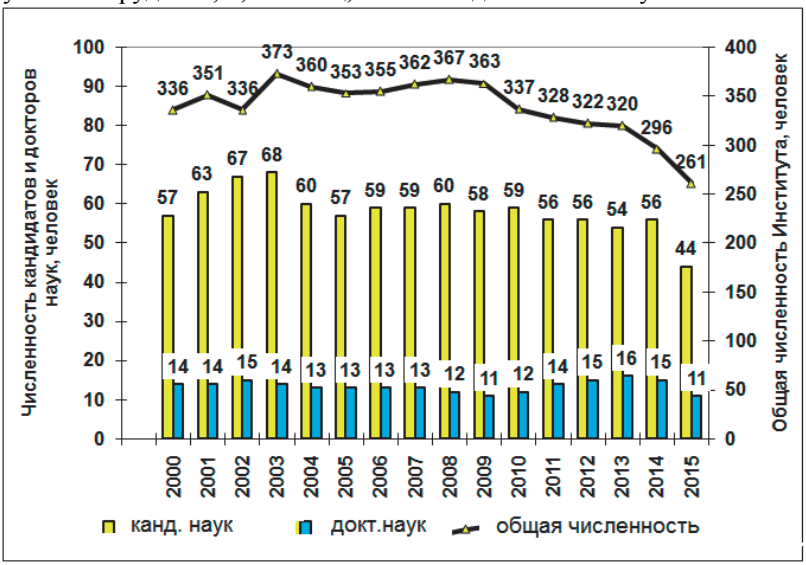


Рис. 2. Численность сотрудников ИЧМ.

Коллектив ИЧМ за последние 5 лет несколько помолодел, средний возраст сотрудников на 01.01.2016 составляет 48 лет (рис. 3).

В настоящее время усилия коллектива ИЧМ направлены на выполнение приоритетных фундаментальных и прикладных исследований в области черной металлургии, разработку и внедрение современных наукоемких технологий, создание новых материалов с заданными свойствами, формирование и выполнение важнейших для промышленности Украины целевых научно-технических программ. Ученые ИЧМ непосредственно участвовали в разработке таких программных документов, как «Концепция развития ГМК» и проекта

«Национальной программы развития ГМК», которые позволили принять на государственном уровне ряд законодательных решений, направленных на стабилизацию работу отрасли и определение перспективных направлений развития металлургии.

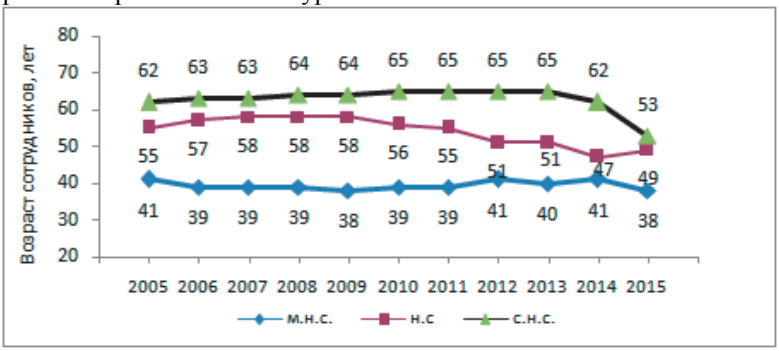


Рис. 3. Средний возраст научных сотрудников Института.

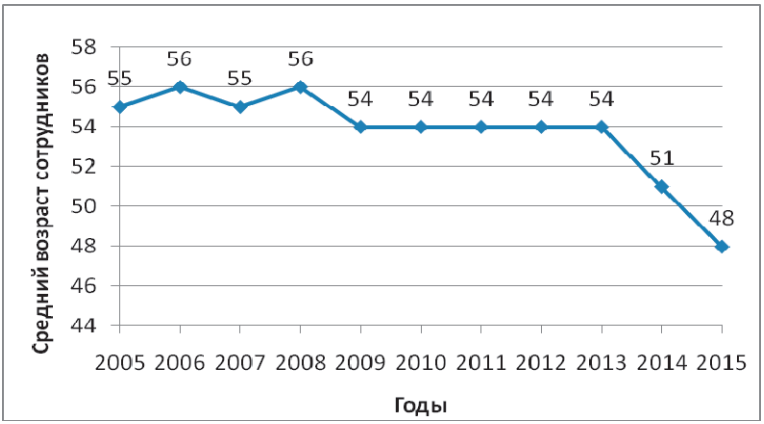


Рис. 4. Средний возраст сотрудников Института.

Ежегодно в ИЧМ выполняется 15-17 фундаментальных работ, 2-4 прикладных и 6-10 поисковых. Финансирование научной и хозяйственной деятельности Института осуществляется за счет общего и специального фондов Государственного бюджета Украины, средства в которые поступают из разных источников – финансирование НАН Украины, хоздоговорные работы, аренда и услуги аренды, транзит электроэнергии и др. (рис. 4). В последние годы финансирование научных разработок за счет НАН Украины составляло ~ 65-70 % от общего объема, еще 25-30% средств сотрудники зарабатывали за счет выполнения работ по заказам предприятий ГМК. Отрадно, что даже в последние не самые удачные для

экономики Украины годы коллектив ИЧМ не утратил связей с промышленниками.

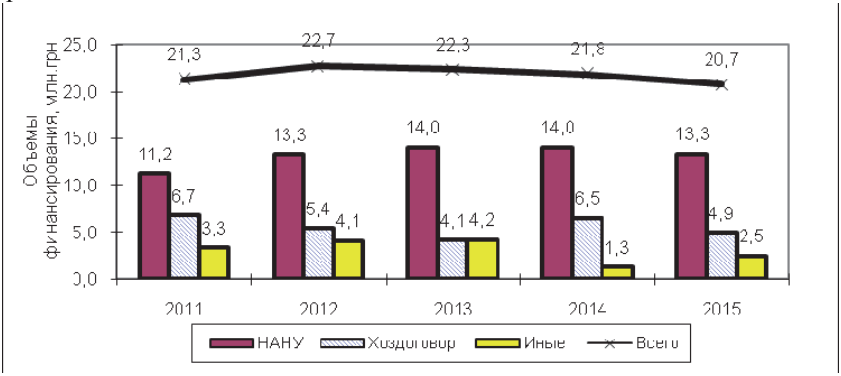


Рис. 4. Финансирование научных разработок Института(млн. грн.)

Одним из приоритетных направлений деятельности ИЧМ всегда было развитие новых научных направлений, создание новых технологий и материалов. В ИЧМ ежегодно проводятся исследования по программе «Ресурс» и целевой программе «Фундаментальные проблемы создания материалов с заданными свойствами, методов их соединения и обработки». С 2015 года ИЧМ принимает участие в работах по программам «Исследования и разработки по проблеме повышения обороноспособности и безопасности страны» и «Целевые исследования и развивающие инициативы».

Традиционно ИЧМ сотрудничает со многими крупнейшими металлургическими предприятиями стран СНГ и мира. В последние годы по экономическим и политическим причинам меняется «географическая» направленность работ – все более интенсивно развивается сотрудничество с украинскими предприятиями. За последние 5 лет на долю украинских предприятий приходится более двух третей всех работ, со странами СНГ – около 20%, с дальним зарубежьем – около 10% (рис. 5).

Несмотря на ситуацию в стране и объективные трудности, связанные с функционированием ряда металлургических предприятий, в том числе, находящихся в зоне АТО или прилегающих территориях (ПАО «ЕМЗ», Алчевский меткомбинат), ИЧМ выполнил все свои договорные обязательства. Заключение новых договоров о научно-техническом сотрудничестве с предприятиями этого региона всецело зависит от стабилизации обстановки, несмотря на то, что производственники очень сильно в них заинтересованы. В последние годы расширилось сотрудничество с Днепровским меткомбинатом, ПАО «Днепроспецсталь» и «Днепросталь». По-прежнему большой объем работ выполняется для ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ». В настоящее время пытаемся более активно развивать сотрудничество с Японией и Китаем.

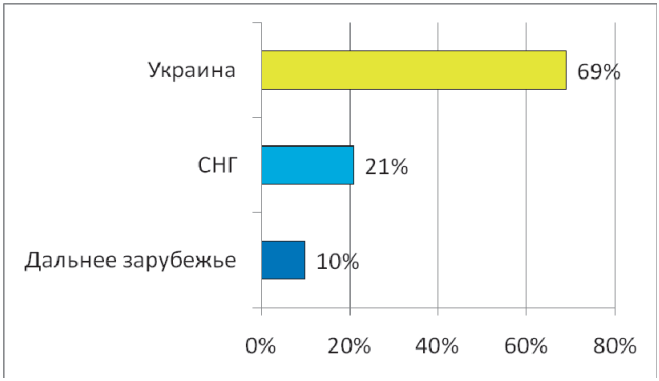


Рис. 5. Объем исследований, выполняемых на предприятиях Украины, стран СНГ и мира (%).

Такое сотрудничество с промышленными предприятиями является очень важным для развития научного потенциала Института. С одной стороны, это прекрасная возможность реализовать свои исследования на практике, внедрение новейших разработок и технологий, направленных на ресурсо- и энергосбережение. С другой – это существенный вклад в обеспечение необходимого финансирования ИЧМ. За последние 6 лет (с 2010 по 2015) научными сотрудниками ИЧМ было заключено договоров на выполнение НИР на общую сумму, превышающую 30 млн. грн. Из них более половины работ (около 16 млн.) было выполнено за последние 3 года (2013-2015) в неблагоприятных экономических условиях Украины. Самый большой объем в хоздоговорном финансировании ИЧМ неизменно из года в год обеспечивают три отдела ОМЧ, ОКС и ОТОСУ. Их суммарный вклад колеблется в разные годы от 80 до 90% (рис. 6).

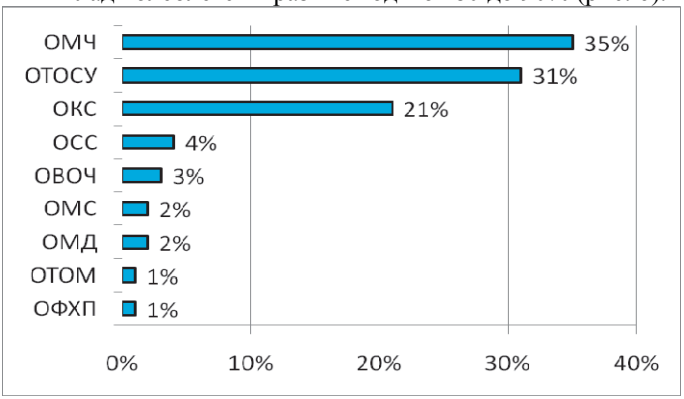


Рис. 6. Доля в объемах хоздоговорного финансирования Института (2013-2015 гг.).

К сожалению, не все предприятия вовремя расплачиваются с ИЧМ за проведенные НИР. Дебиторская задолженность значительно выросла в 2014г. и на 1.01.2015г. долг составлял более 2,5 млн. грн. Из них более 2 млн. грн. – долги предприятий, находящихся в зоне АТО (ПАО «ЕМЗ», Алчевский меткомбинат).

Несмотря на все эти сложности, заработная плата сотрудникам Института увеличивалась (рис. 7), выплачивалась вовремя и без задержек. За последние 6 лет (с 2010 по 2015) зарплата работников накладных подразделений выросла в 1,6 раза, научных – в 1,7 раза.

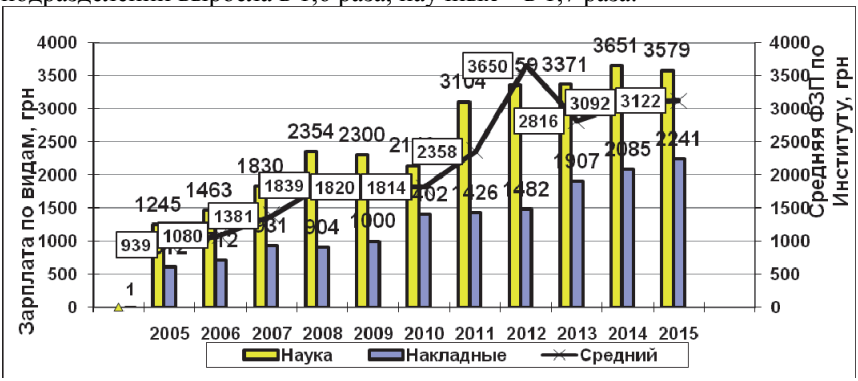


Рис. 7. Средняя зарплата сотрудников Института (грн.)

Большое внимание в ИЧМ уделяется подготовке кадров и повышению их научного уровня. За 2010-2015 гг. 20 сотрудников ИЧМ закончили аспирантуру, 2 человека – докторантуру. В Институте работает специализированный ученый совет по защите кандидатских диссертаций по трем специальностям. За 5 лет защищено 15 диссертаций на соискание ученой степени кандидата технических наук и 6 - доктора технических наук. С 2002 г. в ИЧМ работает Факультет целевой подготовки научных и педагогических кадров, а с 2013 года - филиал кафедры термической обработки металлов имени К.Ф. Стародубова НМетАУ.

В соответствии с Постановлением Президиума НАН Украины в 2015г. в ИЧМ была проведена очередная аттестация научных сотрудников. По ее результатам 13 человек (из 69 аттестованных) были переведены на более высокую должность.

Важным показателем научной деятельности Института является издательская деятельность. За 2010-2015 г. сотрудниками ИЧМ было опубликовано более 1100 статей (из них не менее трети в зарубежных изданиях), 15 монографий и один учебник (рис. 8). Изданы 9 ежегодных сборников научных трудов ИЧМ «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии».

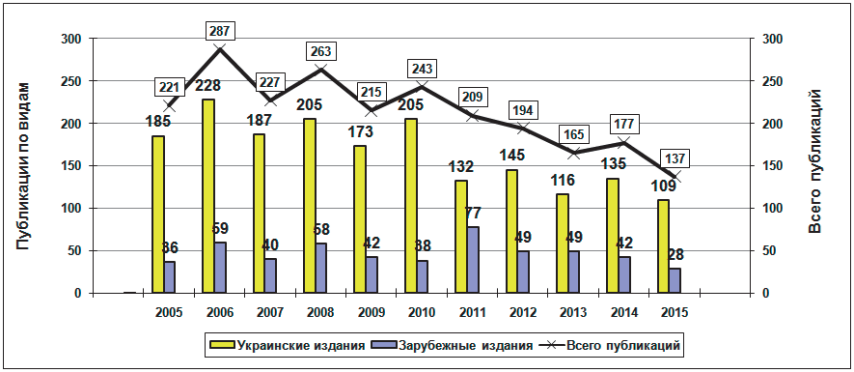


Рис.8. Издательская деятельность сотрудников ИЧМ.

В последние годы возросли требования к качеству публикаций, особое значение приобретают статьи в авторитетных научных изданиях, которые входят в международные наукометрические базы данных SCOPUS и WEB of SCIENCE. За 2010-2015 гг. ученые ИЧМ опубликовали в таких изданиях более 200 статей.

Если проанализировать подготовку публикаций по научным отделам, можно заметить, что в тех отделах, которые активно работают с предприятиями, и издательская деятельность на должном уровне (рис. 9).

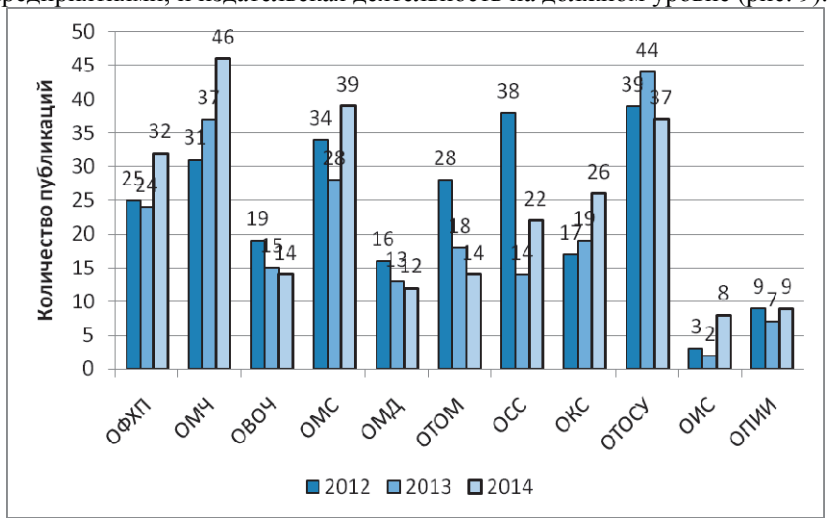


Рис. 9. Общее количество публикаций в отделах.

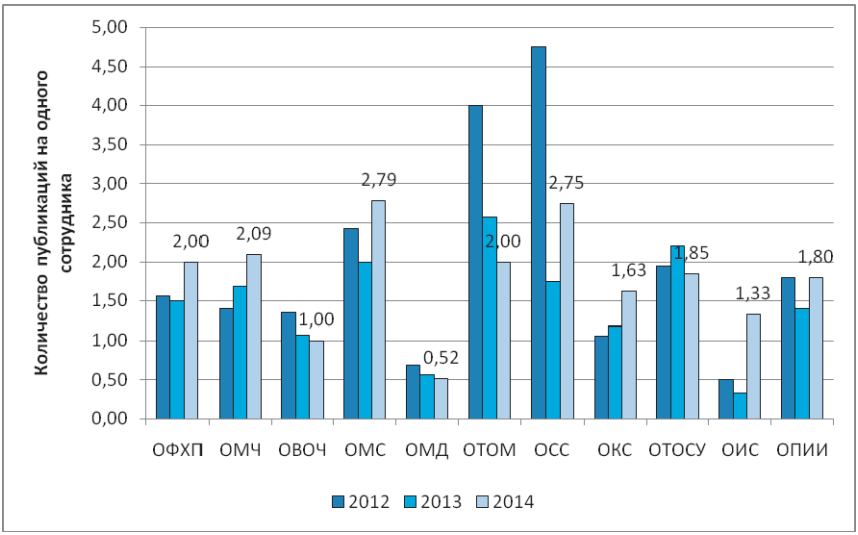


Рис. 10. Количество публикаций на одного сотрудника в отделах Института.

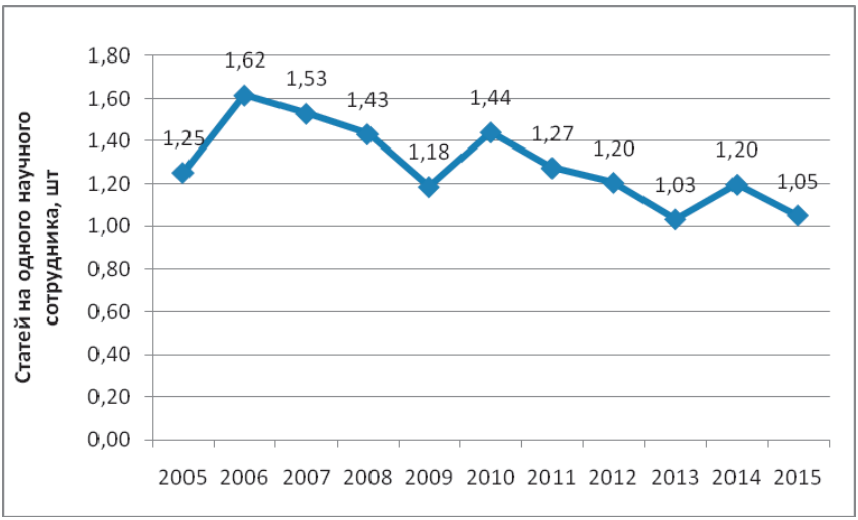


Рис. 11. Количество статей на одного научного сотрудника Института.

В Институте регулярно ведется работа, направленная на создание новых патентоспособных технических решений, обеспечение патентной чистоты научно-технических разработок и осуществления их правовой охраны, комплектования патентного фонда и проведение патентных исследований. К сожалению, по целому ряду объективных причин дела в

патентно-лицензионной деятельности обстоят не лучшим образом. Количество поданных заявок и полученных положительных решений не превышает 4-5 в год. За последние 5 лет подано 36 заявок и получен 41 патент. В 2015 году получено 11 решений о выдаче патентов Украины.

Сотрудники ИЧМ регулярно принимают участие в конференциях и симпозиумах, в том числе, и за рубежом. В 2010-2015 гг. они выступили с докладами на международных конференциях в Украине, Канаде, Белоруссии, России, Болгарии, Индии, Польше, Израиле, ЮАР. Совместно с НМетАУ ежегодно проводятся конференции «Молодая академия» и традиционные «Стародубовские чтения»; с Днепродзержинским ГТУ – международная научно-методическая конференция «Проблемы математического моделирования». ИЧМ является одним из организаторов международной ежегодной выставки-форума «Промышленность. Инвестиции. Технологии» (г. Кривой Рог). Традиционно в рамках проводимого НАН Украины Фестиваля Науки ИЧМ участвует в выставках «Наука – производству» и «Барвиста Україна».

За высокие научные достижения и многолетнюю плодотворную работу сотрудники ИЧМ неоднократно награждались знаками отличия, дипломами и грамотами НАН Украины, Приднепровского научного центра и местных органов власти. Трое молодых сотрудников ИЧМ стали лауреатами Премии Президента Украины для молодых ученых.

В ИЧМ с 2007 г. успешно работает Центр коллективного пользования приборами на базе современного микроскопа «Аксиоверт 200 М МАТ». Исследования, проведенными с его помощью, вносят значительный вклад в повышение качества работ, которые выполняются по академической и хоздоговорной тематике.

Оставаясь в настоящее время самым крупным центром металлургической науки в стране, Институт черной металлургии имеет в своем активе новые разработки, направленные на повышение эффективности работы всех металлургических переделов. Реализация этих наработок существенно улучшит эффективность работы металлургических предприятий в современных условиях, повысит качество выпускаемой металлопродукции и ее конкурентоспособность на мировом рынке.

В период 2010-2014 гг. при выполнении работ как ведомственной, так и хоздоговорной тематики были получены новые научные результаты по всем направлениям исследований.

Основные научно-практические исследования в области доменного и сталеплавильного производства направлены на увеличение эффективности доменной плавки, снижение себестоимости и улучшение качества продукции с учетом нестабильных современных топливно-энергетических условий и расширения использования вторичных ресурсов.

1. Разработана научно обоснованная технология загрузки многокомпонентных смешанных порций шихтовых материалов в доменную печь, оснащенную БЗУ, позволяющая обеспечивать эффективное использование заменителей кокса и гарнисажеобразующих материалов, уменьшить негативное влияние кокса разного качества и улучшить показатели плавки при загрузке многокомпонентных порций, состоящих из агломерата, окатышей и кокса.

2. Получили дальнейшее развитие работы по совершенствованию технологии доменной плавки с вдуванием пылеугольного топлива, изучению закономерностей энергетического баланса доменной плавки с использованием ПУТ, усовершенствованию методики расчета влияния химсостава ПУТ на показатели тепловой работы доменной печи.

3. Научно обоснован и разработан метод использования электрических воздействий при внепечной обработке чугуна. Разработан способ контроля процессов в доменной печи на основе формируемых в ней электрических потенциалов.

4. Разработаны, научно обоснованы и реализованы в условиях металлургического комбината технологические меры по защите футеровки доменных печей при загрузке в печь кокса разного качества и рекомендации по увеличению расхода вторичных ресурсов за счет их предварительной подготовки.

5. Определены основные положения рациональной технологии подготовки чугуна к выплавке низкосернистой кислородно-конвертерной стали, которая за счет десульфурации чугуна инжектированием гранулированного магния с использованием двухсопловой фурмы без испарительной камеры обеспечивает минимальные затраты на реагент, а с помощью корректировки химического состава ковшевого шлака присадкой фракционированной извести позволяет достичь достаточно высокой серопоглотительной способности шлака и минимальных потерь металла при последующем скачивании.

В области прокатного производства разработаны методы определения рациональных схем производства проката различного сортамента из непрерывнолитой заготовки, основанные на результатах математического моделирования температурных и энергосиловых параметров прокатки, прогнозирования механических свойств и точности геометрических размеров готового проката, которые позволяют определять рациональные решения при проектировании литейно-прокатных комплексов для производства сортового и штабового проката.

Разработана математическая модель процесса валковой разливки-прокатки (ВРП), позволяющая рассчитывать поля температуры, скорости и напряженно-деформированное состояние затвердевшего металла в очаге кристаллизации-деформации. Использование этой модели при проектировании промышленных установок ВРП дает возможность

определять основные параметры процесса с минимальной вероятностью возникновения нестабильности его протекания в различных условиях.

В области металловедения и термической обработки:

Показана принципиальная возможность формирования бейнитных структур повышенной степени разориентировки при термической обработке низкоуглеродистых микролегированных сталей. Установлено, что важнейшим условием формирования этих структур в рядовой стали Ст3 при термической обработке является наличие потенциальных центров зарождения этих структур, в качестве которых могут использоваться частицы карбонитридов титана и нитридов алюминия. Разработан механизм управления концентрацией и соотношениям различных по природе частиц в широком температурном интервале их образования. Показана возможность зарождения нескольких игл феррита на отдельной карбонитридной частице.

Установлены закономерности превращения аустенита углеродистых сталей (сталь 70, сталь 80), микролегированной бором и ванадием, применяемых для производства катанки для высокопрочных канатов. Определены температурные и скоростные интервалы охлаждения аустенита, обеспечивающие в катанке максимальную дисперсность перлита. С использованием этих результатов разработаны режимы термомеханической обработки катанки, которые обеспечивают получение необходимого комплекса механических свойств высокопрочных канатов без применения промежуточной термической обработки (патентирования).

Получили дальнейшее развитие представления о закономерностях образования дефектов на поверхности катания железнодорожных колес и влиянии на этот процесс химического состава колесной стали. Установлены закономерности влиянии углерода на стойкость к образованию дефектов на поверхности катания колес. Выявлены особенности формирования структурного состоянии всех элементов железнодорожных колес, изготовленных из непрерывнолитой заготовки (НЛЗ) и его влияния на механические свойства (особенно ударную вязкость и вязкость разрушения). Определены пути повышения надежности и долговечности железнодорожных колес, изготовленных из НЛЗ.

В ноябре 2015 г. в ИЧМ работала комиссия НАН Украины. Члены комиссии под руководством академика НАН Украины В.И. Дубоделова ознакомились с работой как научных отделов, так и административно-хозяйственных подразделений. Руководители всех научных отделов ознакомили членов комиссии с важнейшими результатами своей работы и остановились на перспективных направлениях. Комиссия в целом одобрила деятельность Института за 2010-2014 гг. и отметила ряд положительных моментов:

- высокое качество научных исследований и хорошая подготовка научных кадров, увеличение количества молодых специалистов в научных подразделениях;
- привлечение внебюджетных средств от заказчиков Украины, ближнего и дальнего зарубежья;
- улучшение технического оснащения Института путем приобретения лабораторного оборудования, как за счет специального фонда государственного бюджета, так и централизованного материально-технического обеспечения;
- расширение комплексности работ, проводимых совместно с учреждениями ОФТПМ НАН Украины при разработке новых технологий.

Вместе с тем, комиссия разработала рекомендации по дальнейшему совершенствованию деятельности ИЧМ. Рекомендовано сосредоточить особое внимание на решении следующих вопросов:

- разработка научно обоснованных приемов совершенствования технологии доменной плавки, производства стали, прокатки и термомеханической обработки стали с созданием программных комплексов.
- разработка новых технологических и технических решений по совершенствованию выплавки стали заданного качества и изучению механизмов, протекающих в процессе ее производства;
- изучение влияния новых технологических схем производства, легирования и микролегирования стали, термической и термомеханической обработки на формирование структуры и свойств металлопроката массового и целевого назначения;
- анализ проблем и тенденций развития металлургического производства и подготовка рекомендаций по развитию ГМК;
- популяризация научных достижений Института в средствах массовой информации и среди потенциальных заказчиков научно-технической продукции.

Было рекомендовано пересмотреть структуру Института и состав ученого совета с учетом задач по оптимизации внутренней структуры научных учреждений путем реорганизации их научных подразделений, утвержденных Концепцией развития Национальной академии наук Украины на 2014-2023 г.г.

Также комиссия поручила подготовить документ для Президиума НАН Украины «Пути развития и реорганизации черной металлургии по его основным переделам» с точки зрения ИЧМ как основной научной организации НАН Украины в области черной металлургии.

Статья рекомендована к печати
Ученым Советом Института
25.12.20015 (протокол №9)

О.І.Бабаченко, О.С.Вергун, Л.Г.Тубольцев, Л.І.Гармаш

Результати діяльності Інституту чорної металургії НАН України в 2010-2015 роках

Підбито підсумки діяльності Інституту чорної металургії Національної академії наук України за 2010-2015 роки. Представлено основні наукові досягнення та їх реалізацію на підприємствах галузі. Проведено аналіз найважливіших показників наукової діяльності Інституту: кадровий склад, структура, рівень фінансування, робота з молодими науковцями, публікації, патенти. Визначено основні напрями діяльності на перспективу.

Ключові слова: Інститут чорної металургії, наукові досягнення, аналіз діяльності

A.I.Babachenko, A.S.Vergun, L.G.Tuboltsev, L.I.Garmash

Results Iron and Steel Institute of NAS of Ukraine in 2010-2015

The results of the Iron and Steel Institute activities announced for 2010-2015. The main scientific achievements and their implementation to industry enterprises presented. Analysis of the most important indicators of the Institute scientific activity: staffing, structure, funding levels, working with young researchers, publications, patents carried out. The main activities of the future identified.

Keywords: Iron and Steel Institute, academic achievement, activity analysis

УДК 669.1:33(477)

Л.Г.Тубольцев, А.И.Бабаченко, Н.И.Падун

ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ УКРАИНЫ КАК БАЗОВАЯ ОТРАСЛЬ ЭКОНОМИКИ (2015 г.)

Институт черной металлургии им. З.И.Некрасова НАН Украины

Проведен анализ современного состояния металлургической промышленности как базовой отрасли экономики Украины в сопоставлении с мировыми показателями. Рассмотрены причины недостаточно эффективной работы черной металлургии. Показано, что одним из негативных факторов современного состояния металлургической промышленности является отсутствие надлежащего государственного влияния на техническую политику в экономике Украины. Показана также необходимость внедрения перспективных технологий в металлургическом комплексе страны.

Ключевые слова: черная металлургия, анализ, технологии, роль государства

Ситуация в экономике большинства регионов и стран мира в 2015 году по сравнению с прошлым периодом все больше осложнялась, что отразилось и на производстве стальной продукции. До 2006 года в мире наблюдался рост темпов производства стали, который замедлился в период мирового кризиса 2008-2009 гг. (рис.1), но уже в 2014 году было произведено 1,662 млрд.т стали, что является новым рекордным уровнем. В 2015 году мировое производство стали снизилось до 1,63 млрд.т, преимущественно из-за сокращения производства стали в Китае.

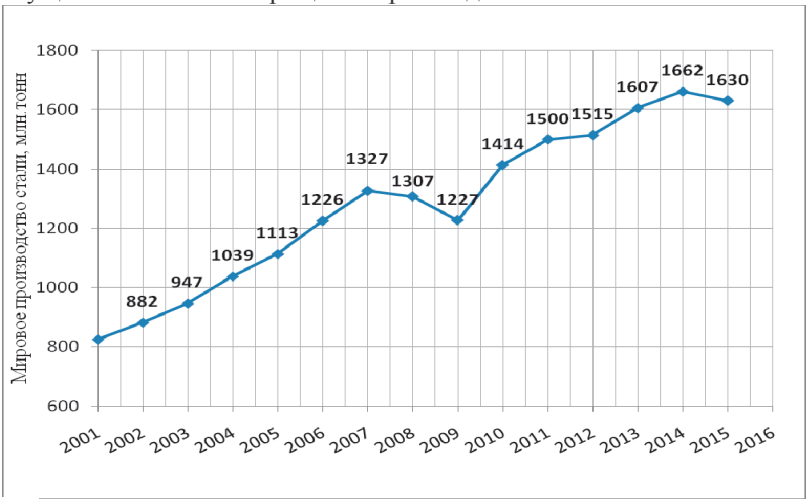


Рис.1. Производство стали в мире, млн.тонн (по данным World Steel Association (WSA).

Наблюдался и рост темпов потребления стали, который замедлился в период мирового кризиса 2008-2009 гг. (рис.2) и в 2011-2015 годах.

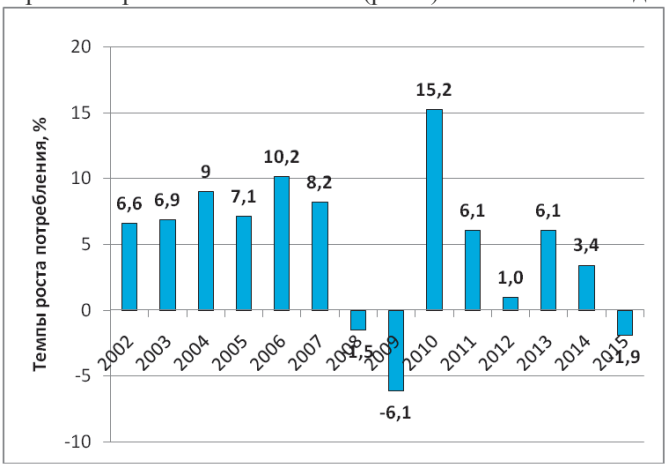


Рис.2. Динамика темпов роста мирового потребления стали в 2002-2015 годы.

Основной причиной падения спроса на металлопродукцию в 2008-2015 годы, кроме проблем в мировой кредитной системе, явился неконтролируемый рост, а затем стремительное падение цен на металлопродукцию, сырье, энергоносители, транспорт и другие инфраструктурные составляющие, что привело к кризису в металлургии и металлопотребляющих отраслях экономики.

Анализ показывает, что мировые объемы производства стали ($Q_{ст}$, млн.т) и внутренний валовый продукт (ВВП, млрд.долл США) (рис.3) находятся в тесной корреляционной зависимости и с достоверностью 95% могут быть описаны линейным уравнением:

$$\textbf{ВВП}_{\text{(млрд.долл США)}} = 61{,}41\ Q_{ст\ \text{(млн.т)}} - 21217 \qquad R^2 = 0{,}949$$

В Украине зависимость между производством стали и ВВП носит менее тесный характер (рис.4) и может быть описана линейным уравнением:

$$\textbf{ВВП}_{\text{(млрд.долл США)}} = 2008 - 24{,}09\ Q_{ст\ \text{(млн.т)}} \qquad R^2 = 0{,}233$$

В то же время можно отследить четкую зависимость увеличения дефицита государственного бюджета Украины от снижения объемов производства стали (рис.5 и 6). Таким образом, проблемы горно-металлургического комплекса находят непосредственное отражение на состоянии украинской экономики, что особенно проявилось в 2014-2015 годы.

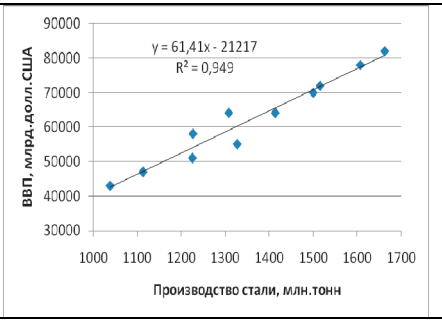


Рис.3. Взаимосвязь между мировым производством стали и мировым ВВП (по данным за период 2004-2015 годы).

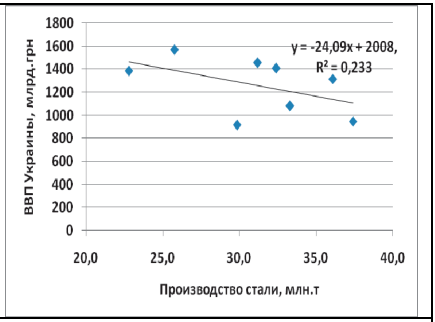


Рис.4. Взаимосвязь ВВП с производством стали в Украине.



Рис. 5. Зависимость увеличения дефицита госбюджета от уменьшения выплавки стали в Украине

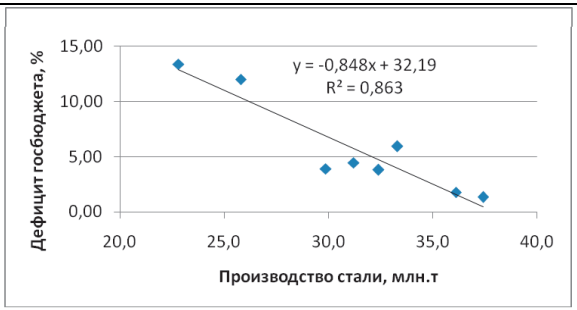


Рис. 6. Взаимосвязь между дефицитом госбюджета и производством стали в Украине.

Тенденции развития металлургического производства Украины, в основном, совпадают с тенденциями развития мировой металлургии. Сравнивая уровни производства стали в Украине и в мире можно четко констатировать, что с 2007 года их тенденции существенно разнятся

(рис.7). Если до 2007 года отечественное производство стали соответствовало мировым тенденциям, то после финансового кризиса 2008-2009 годов стране так и не удалось его восстановить, хотя бы до уровня 2004 года. В течение последних 8 лет продолжалось падение объемов производства стали, что является одним из следствий украинского экономического кризиса и военных действий на Донбассе.

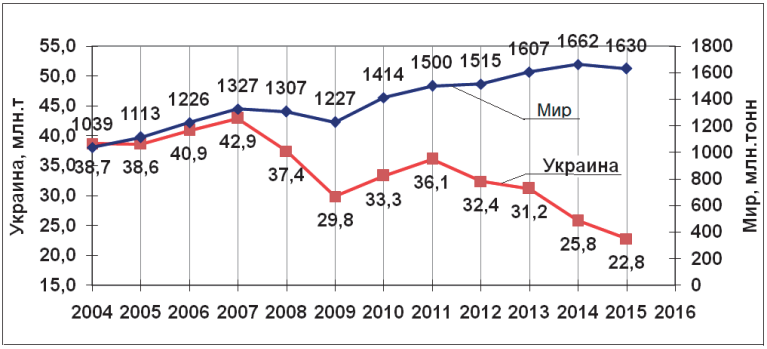


Рис. 7. Производство стали в мире и в Украине в 2004-2015 годах.

Существенная часть металлургических мощностей страны сосредоточена в восточных областях Украины. На фоне эскалации конфликта на Донбассе дефицит государственного бюджета увеличился до 12% ВВП. На юго-востоке Украины разрушено 10% промышленного потенциала страны, около 25% ее промышленного потенциала остановлено. При этом на восточные регионы страны приходилось около 16% ВВП. Украинский экспорт также пострадал от военных действий на Донбассе, именно на этот регион в 2013 г. приходилось около 25% общего объема экспорта товаров. В 2014 г. украинские металлургические компании поставили на экспорт 24,3 млн. т металлопродукции на общую сумму $12,6 млрд. против $14,2 млрд в 2013 году. Причиной снижения экспорта является остановка металлургических заводов в Донецке и Алчевске, а также снижение производства и проблемы с логистикой на мариупольских заводах компании «Метинвест» (рис.8 и 9).

В первом полугодии 2014 года в Донецкой и Луганской областях было произведено около 52% украинской стали, во втором полугодии этот показатель сократился до 35% вследствие активизации в регионе боевых действий в конце июля. Из-за разрушения транспортной и энергетической инфраструктуры были полностью остановлены Алчевский МК и Енакиевский МЗ, на короткий срок прекращал работу «Донецксталь-МЗ». В настоящее время по-прежнему не работают Донецкий электрометаллургический завод (ДЭМЗ) и Донецкий металлопрокатный завод (ДМПЗ).

Кроме того, в результате боев были разрушены крупнейшие железнодорожные станции Донбасса: Донецк, Ясиноватая, Дебальцево.

Терактами повреждены несколько мостов на территории, контролируемой украинскими силовиками. В результате был ограничен подвоз железорудного сырья к металлургическим предприятиям Мариуполя и доступ к Мариупольскому морскому торговому порту.



Рис. 8. Падение производства стали в 2015 году по отношению к 2014 году на металлургических предприятиях Украины, %.



Рис. 9. Падение производства проката в 2015 году по отношению к 2014 году на металлургических предприятиях Украины, %.

Все еще остаются риски на ряде территорий Донбасса, откуда поставляется коксующийся уголь и где частично производится кокс. Существуют также угрозы терактов, которые могут оборвать поставки ЖРС в прифронтовые города. Енакиевский МЗ, расположенный непосредственно на территории зоны АТО, находится под постоянным риском [1].

В связи с военной ситуацией и потерей ряда металлургических предприятий Донбасса Украине необходимо выработать новую концепцию размещения металлургических предприятий. В этой связи целесообразно рассмотреть возможность создания в регионах мини-заводов с производственной цепочкой: «мини-ДП или агрегат прямого восстановления – электросталеплавильный комплекс – МНЛЗ или совмещенный литейно-прокатный модуль – отделка и обработка проката».

В последние три десятилетия технологическая база ГМК практически не изменялась, что уменьшает потребность отрасли в инновациях и новых научно-технологических разработках, не создает базу для экономического и социального развития страны, увеличивает угрозы для ее национальной безопасности. События 2014-2015 годов показали, что проблемы национальной безопасности могут стать угрозой для существования самого государства [2]. В этой связи государственной политикой должно

стать обеспечение национальной безопасности страны как в мирных стабильных, так и в кризисных нестабильных условиях, т.е. обеспечение внутренних потребностей страны независимо от внешней конъюнктуры [3,4].

Причины критического состояния металлургической отрасли Украины известны, они являются вескими и объективными. К ним относятся: зависимость от конъюнктуры мирового рынка, устаревший технический уровень производства, высокий уровень энергетических затрат, отсутствие развитого внутреннего рынка металлопродукции [5]. К объективным причинам необходимо добавить и субъективные факторы, такие как отсутствие должного внимания со стороны правительства к одной из базовых отраслей промышленности, неэффективная и непродуманная приватизация базовых отраслей экономики, самоустранение государства от проведения технической политики в экономике страны. В 2014 году, вместо организации должного государственного управления, закрывается Министерство промышленной политики, а Министр экономики видит свою основную задачу как полную ликвидацию своего министерства. В такой постановке вопроса, как в фокусе линзы, отражается будущая судьба горно-металлургического комплекса.

Участие предприятий ГМК в инфраструктурных проектах Украины – один из шагов на пути к улучшению ситуации в отрасли. Для повышения конкурентоспособности отрасли, снижения энергоемкости производства в 2004-2015 годах реализован ряд инновационно-инвестиционных проектов, направленных на техническое переоснащение и модернизацию предприятий. Динамика распределения инвестиций в ГМК по годам (рис.10) свидетельствует о недостаточном количестве средств для коренной модернизации отрасли.



Рис. 10. Объемы инвестиций в металлургическое производство в 2004-2015 годах.

Главными факторами, сдерживающими инновационную активность предприятий горно-металлургического комплекса являются:

– несовершенство действующего законодательного и нормативно-правового обеспечения активного функционирования ГМК, в том числе относительно защиты прав инвесторов;

– отсутствие механизма стимулирования инновационной деятельности на предприятиях отрасли.

Недостаточные капиталовложения в модернизацию оборудования и реализацию новых технологических процессов, таких как оснащение доменных печей современными бесконусными загрузочными устройствами, строительство новых доменных печей большого объема и оснащение их современными средствами контроля, медленное оснащение доменных печей установками для вдувания пылеугольного топлива и других заменителей кокса [6], являются одной из основных причин низкой рентабельности и значительного расхода энергоресурсов на производство чугуна и стали.

Вокруг проблем металлургической промышленности разворачиваются серьезные процессы, но отрасль продолжает оставаться без внимания украинского правительства. Проблемы металлургической промышленности Украины были подробно освещены в ЕС в рамках широкого изучения проблем отрасли в Восточной Европе. Результатом явилась разработка ряда программ, в которых были заинтересованы Федеральный Союз немецкой стали, Федеральный союз стальной и металлообрабатывающей промышленности, Государственная Федерация стальной промышленности Германии. Создается впечатление, что иностранные авторы программ ставили задачу обозначить перспективы нашей отрасли в соответствии с пониманием и интересами германских и европейских металлургических компаний. Металлургическая промышленность Украины рассматривается, как партнер для Запада, в сильно урезанном виде (в 3-4 раза) при перепрофилировании базовых и особенно специализированных предприятий. Предполагается, что такие металлургические мощности могли бы стать составной и эффективной частью европейского металлургического комплекса. Вхождение Украины в экономическое пространство ЕС требует соответствия ГМК сложившейся системе международных отношений. Например, в договоре о вступлении в Европейский Союз стран Центральной и Восточной Европы (2004 г.), имеющих развитую черную металлургию, зафиксирован пункт о реализации программы по ее реструктуризации как основы для обеспечения конкурентоспособности и гарантии жизнеспособности страны [7]. Особенно это коснулось черной металлургии Польши, Чехии, Словакии и Венгрии. И хотя по объемам производства стали эти страны не сопоставимы с Украиной, опыт реструктуризации черной металлургии этих стран может оказаться весьма полезным.

Основными требованиями реструктуризации являются повышение качества продукции, производство наукоемкой продукции (что потребует проведения научных исследований), совершенствование законодательной

и нормативной базы производства, сотрудничество производителей и потребителей, улучшение защиты окружающей среды, сокращение выбросов CO_2 в соответствии с более строгими законами Европейского Союза. Эти требования являлись обязательными для стран Центральной и Восточной Европы.

Поэтому основными критериями для развития черной металлургии при вступлении Украины в ЕС должны стать:

наличие собственной железорудной базы и достаточного количества энергоресурсов;

востребованность металлургической продукции на внутреннем рынке;

производство качественной металлопродукции, конкурентоспособной на мировых рынках;

производство металлопродукции широкого перспективного сортамента для обеспечения потребностей основных секторов экономики собственной страны;

соблюдение жестких законов ЕС по охране окружающей среды.

Заключение. Тенденции развития металлургического производства Украины, в основном, совпадают с тенденциями развития мировой металлургии, однако имеется и ряд принципиальных отличий:

– отсутствует надлежащее государственное влияние на техническую политику в ГМК, отсутствует координация производства и реализации продукции;

– наблюдается высокая энергоемкость продукции;

– отсутствует достаточный объем инвестиций в обновление основных фондов;

– технический уровень металлургических технологий не отвечает современным экологическим требованиям и возможностям производства конкурентоспособной продукции.

Главными факторами недостаточной инновационной активности предприятий горно-металлургического комплекса являются:

– несовершенство действующего законодательного и нормативно-правового обеспечения активного функционирования ГМК;

– отсутствие механизма стимулирования инновационной деятельности на предприятиях отрасли.

Анализ внедрения перспективных процессов металлургического производства в ГМК показал следующее:

Доменное производство относится к числу приоритетных и в его модернизацию украинские предприятия вкладывают значительные финансовые средства. Анализ изменения себестоимости чугуна в зависимости от увеличения цены на природный газ показал необходимость и возможность частичной замены природного газа альтернативными энергоносителями.

Развитие сталеплавильного производства связано с использованием непрерывной разливки и усовершенствованием структуры выплавки стали.

Прокатное производство остается самой слабой позицией в программе модернизации ГМК Украины. Инвесторов для такой модернизации нет, а предприятия практически не выделяют средств на обновление прокатных станов. Необходимо создание новой стратегии модернизации металлургии в стране, где прокатный передел займет достойное место в выпуске высококачественной готовой продукции, востебованной как внутри страны, так и за рубежом.

Отсутствие государственной стратегии развития металлургии и устаревшая технологическая база создают дополнительные угрозы для национальной безопасности Украины.

Основным требованием к отрасли при расширении сотрудничества с ЕС является ее востребованность экономикой страны, высокое качество и конкурентоспособность продукции, производство наукоемкой продукции (что потребует проведения научных исследований), совершенствование законодательной и нормативной базы производства, постоянное сотрудничество производителей и потребителей, улучшение защиты окружающей среды, дополнительное сокращение выбросов CO_2 в соответствии с законами Европейского Союза.

1. http://delo.ua/business/menshe-vystrelov-bolshe-chuguna-i-stali-303788/ © delo.ua.
2. *Большаков В.І., Тубольцев Л.Г.* Чорна металургія і національна безпека України. // Вісник Національної академії наук України. – 2014. – Вип..9. – С.48-58.
3. *Юзов О.В., Седых А.М.* Тенденции развития мирового рынка стали. // Бюллетень научно-технической и экономической информации. Черная металлургия. –2015. – Вып.9. – С.3-14.
4. *Украинская* металлургия: современные вызовы и перспективы развития. Монография. / А.И.Амоша, В.И.Большаков, Ю.С.Залознова, и др. – Донецк, Институт экономики промышленности НАН Украины, 2013. – 113 с.
5. *Большаков В.И., Тубольцев Л.Г.* Состояние и перспективы энергосбережения в металлургической отрасли //Сб. тр. ИЧМ. Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. – Вып.17. – 2008. – С.3–22.
6. Тараканов А.К., Шатоха В.И., Иващенко В.П. Перспективы модернизации производства чугуна в Украине // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2015. – № 5. – С 2-5.
7. *Steel* Industry in New EU Member States in Comparison with the Global Trends / F. Chowaniec, J. Mannheim, J. Raav et al. // Metallurgija. 2010. 49. № 3. С. 165-168. Англ.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук. А.В.Ноговицыным

Л.Г.Тубольцев, О.І. Бабаченко, Н.І.Падун

Чорна металургія України як базова галузь економіки (2015 рік)

Проведено аналіз сучасного стану металургійної промисловості як базової галузі економіки України у порівнянні зі станом світової галузі. Розглянуто причини недостатньо ефективної роботи чорної металургії. Показано, що одним з негативних чинників сучасного стану металургійної промисловості є відсутність належного державного впливу на технічну політику в економіці України. Показано також необхідність впровадження перспективних технологій у металургійний комплекс країни.

Ключові слова: чорна металургія, аналіз, технології, державний вплив

L.G.Tuboltsev, A.I.Babachenko, N.I.Padun

The steel industry of Ukraine as the core economic sectors (2015)

The analysis of the current state of the steel industry as the core industries of the Ukrainian economy. It is shown that one of the negative factors of the current state of the steel industry is the lack of state influence on the technical policy in the Ukrainian economy. It is shown that the need for the introduction of advanced technologies in the metallurgical complex of the country.

Keywords: iron and steel metallurgy, analysis, technology, role of the state

УДК 669.1:33(477)

Л.Г.Тубольцев, А.И.Бабаченко, Н.И.Падун

ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ УКРАИНЫ КАК БАЗОВАЯ ОТРАСЛЬ ЭКОНОМИКИ (2015 г.)

Институт черной металлургии им. З.И.Некрасова НАН Украины

Проведен анализ современного состояния металлургической промышленности как базовой отрасли экономики Украины в сопоставлении с мировыми показателями. Рассмотрены причины недостаточно эффективной работы черной металлургии. Показано, что одним из негативных факторов современного состояния металлургической промышленности является отсутствие надлежащего государственного влияния на техническую политику в экономике Украины. Показана также необходимость внедрения перспективных технологий в металлургическом комплексе страны.

Ключевые слова: черная металлургия, анализ, технологии, роль государства

Ситуация в экономике большинства регионов и стран мира в 2015 году по сравнению с прошлым периодом все больше осложнялась, что отразилось и на производстве стальной продукции. До 2006 года в мире наблюдался рост темпов производства стали, который замедлился в период мирового кризиса 2008-2009 гг. (рис.1), но уже в 2014 году было произведено 1,662 млрд.т стали, что является новым рекордным уровнем. В 2015 году мировое производство стали снизилось до 1,63 млрд.т, преимущественно из-за сокращения производства стали в Китае.

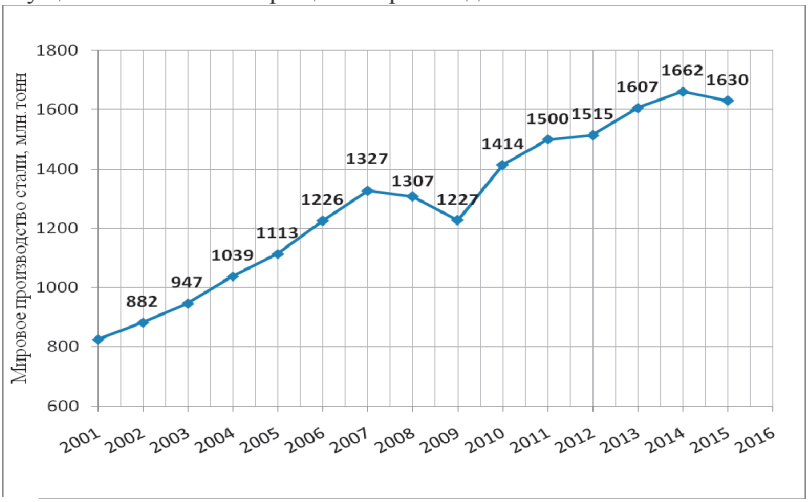


Рис.1. Производство стали в мире, млн.тонн (по данным World Steel Association (WSA).

Наблюдался и рост темпов потребления стали, который замедлился в период мирового кризиса 2008-2009 гг. (рис.2) и в 2011-2015 годах.

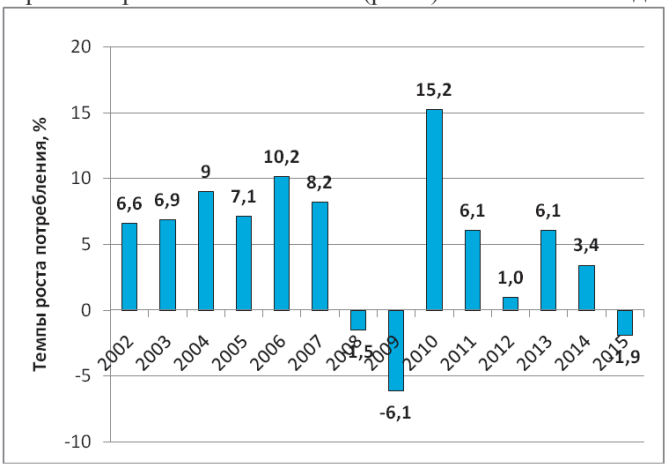


Рис.2. Динамика темпов роста мирового потребления стали в 2002-2015 годы.

Основной причиной падения спроса на металлопродукцию в 2008-2015 годы, кроме проблем в мировой кредитной системе, явился неконтролируемый рост, а затем стремительное падение цен на металлопродукцию, сырье, энергоносители, транспорт и другие инфраструктурные составляющие, что привело к кризису в металлургии и металлопотребляющих отраслях экономики.

Анализ показывает, что мировые объемы производства стали ($Q_{ст}$, млн.т) и внутренний валовый продукт (ВВП, млрд.долл США) (рис.3) находятся в тесной корреляционной зависимости и с достоверностью 95% могут быть описаны линейным уравнением:

$$\textbf{ВВП}_{\text{(млрд.долл США)}} = 61{,}41\ Q_{ст\ \text{(млн.т)}} - 21217 \qquad R^2 = 0{,}949$$

В Украине зависимость между производством стали и ВВП носит менее тесный характер (рис.4) и может быть описана линейным уравнением:

$$\textbf{ВВП}_{\text{(млрд.долл США)}} = 2008 - 24{,}09\ Q_{ст\ \text{(млн.т)}} \qquad R^2 = 0{,}233$$

В то же время можно отследить четкую зависимость увеличения дефицита государственного бюджета Украины от снижения объемов производства стали (рис.5 и 6). Таким образом, проблемы горно-металлургического комплекса находят непосредственное отражение на состоянии украинской экономики, что особенно проявилось в 2014-2015 годы.

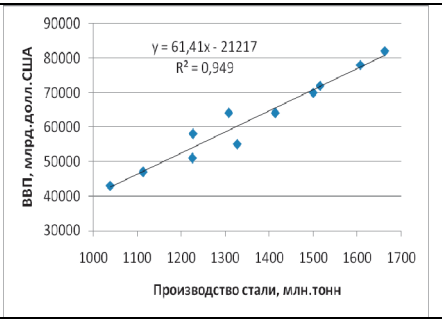


Рис.3. Взаимосвязь между мировым производством стали и мировым ВВП (по данным за период 2004-2015 годы).

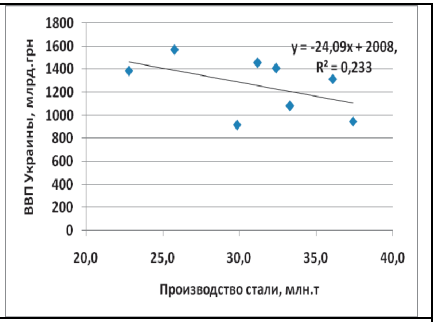


Рис.4. Взаимосвязь ВВП с производством стали в Украине.



Рис. 5. Зависимость увеличения дефицита госбюджета от уменьшения выплавки стали в Украине

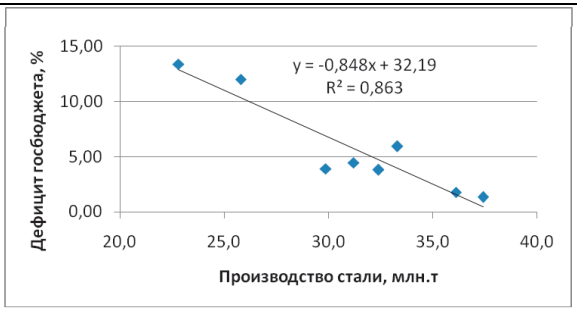


Рис. 6. Взаимосвязь между дефицитом госбюджета и производством стали в Украине.

Тенденции развития металлургического производства Украины, в основном, совпадают с тенденциями развития мировой металлургии. Сравнивая уровни производства стали в Украине и в мире можно четко констатировать, что с 2007 года их тенденции существенно разнятся

(рис.7). Если до 2007 года отечественное производство стали соответствовало мировым тенденциям, то после финансового кризиса 2008-2009 годов стране так и не удалось его восстановить, хотя бы до уровня 2004 года. В течение последних 8 лет продолжалось падение объемов производства стали, что является одним из следствий украинского экономического кризиса и военных действий на Донбассе.

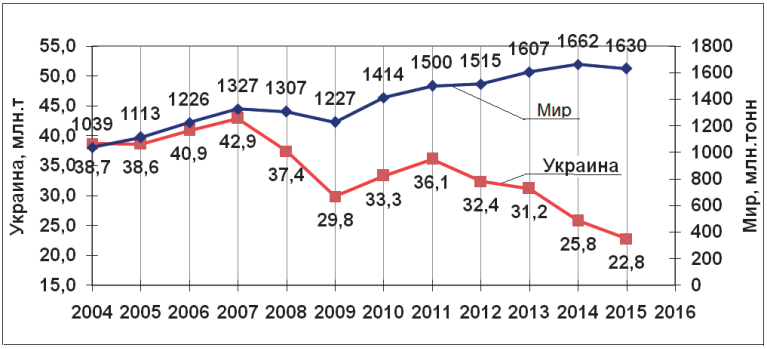


Рис. 7. Производство стали в мире и в Украине в 2004-2015 годах.

Существенная часть металлургических мощностей страны сосредоточена в восточных областях Украины. На фоне эскалации конфликта на Донбассе дефицит государственного бюджета увеличился до 12% ВВП. На юго-востоке Украины разрушено 10% промышленного потенциала страны, около 25% ее промышленного потенциала остановлено. При этом на восточные регионы страны приходилось около 16% ВВП. Украинский экспорт также пострадал от военных действий на Донбассе, именно на этот регион в 2013 г. приходилось около 25% общего объема экспорта товаров. В 2014 г. украинские металлургические компании поставили на экспорт 24,3 млн. т металлопродукции на общую сумму $12,6 млрд. против $14,2 млрд в 2013 году. Причиной снижения экспорта является остановка металлургических заводов в Донецке и Алчевске, а также снижение производства и проблемы с логистикой на мариупольских заводах компании «Метинвест» (рис.8 и 9).

В первом полугодии 2014 года в Донецкой и Луганской областях было произведено около 52% украинской стали, во втором полугодии этот показатель сократился до 35% вследствие активизации в регионе боевых действий в конце июля. Из-за разрушения транспортной и энергетической инфраструктуры были полностью остановлены Алчевский МК и Енакиевский МЗ, на короткий срок прекращал работу «Донецксталь-МЗ». В настоящее время по-прежнему не работают Донецкий электрометаллургический завод (ДЭМЗ) и Донецкий металлопрокатный завод (ДМПЗ).

Кроме того, в результате боев были разрушены крупнейшие железнодорожные станции Донбасса: Донецк, Ясиноватая, Дебальцево.

Терактами повреждены несколько мостов на территории, контролируемой украинскими силовиками. В результате был ограничен подвоз железорудного сырья к металлургическим предприятиям Мариуполя и доступ к Мариупольскому морскому торговому порту.



Рис. 8. Падение производства стали в 2015 году по отношению к 2014 году на металлургических предприятиях Украины, %.



Рис. 9. Падение производства проката в 2015 году по отношению к 2014 году на металлургических предприятиях Украины, %.

Все еще остаются риски на ряде территорий Донбасса, откуда поставляется коксующийся уголь и где частично производится кокс. Существуют также угрозы терактов, которые могут оборвать поставки ЖРС в прифронтовые города. Енакиевский МЗ, расположенный непосредственно на территории зоны АТО, находится под постоянным риском [1].

В связи с военной ситуацией и потерей ряда металлургических предприятий Донбасса Украине необходимо выработать новую концепцию размещения металлургических предприятий. В этой связи целесообразно рассмотреть возможность создания в регионах мини-заводов с производственной цепочкой: «мини-ДП или агрегат прямого восстановления – электросталеплавильный комплекс – МНЛЗ или совмещенный литейно-прокатный модуль – отделка и обработка проката».

В последние три десятилетия технологическая база ГМК практически не изменялась, что уменьшает потребность отрасли в инновациях и новых научно-технологических разработках, не создает базу для экономического и социального развития страны, увеличивает угрозы для ее национальной безопасности. События 2014-2015 годов показали, что проблемы национальной безопасности могут стать угрозой для существования самого государства [2]. В этой связи государственной политикой должно

стать обеспечение национальной безопасности страны как в мирных стабильных, так и в кризисных нестабильных условиях, т.е. обеспечение внутренних потребностей страны независимо от внешней конъюнктуры [3,4].

Причины критического состояния металлургической отрасли Украины известны, они являются вескими и объективными. К ним относятся: зависимость от конъюнктуры мирового рынка, устаревший технический уровень производства, высокий уровень энергетических затрат, отсутствие развитого внутреннего рынка металлопродукции [5]. К объективным причинам необходимо добавить и субъективные факторы, такие как отсутствие должного внимания со стороны правительства к одной из базовых отраслей промышленности, неэффективная и непродуманная приватизация базовых отраслей экономики, самоустранение государства от проведения технической политики в экономике страны. В 2014 году, вместо организации должного государственного управления, закрывается Министерство промышленной политики, а Министр экономики видит свою основную задачу как полную ликвидацию своего министерства. В такой постановке вопроса, как в фокусе линзы, отражается будущая судьба горно-металлургического комплекса.

Участие предприятий ГМК в инфраструктурных проектах Украины – один из шагов на пути к улучшению ситуации в отрасли. Для повышения конкурентоспособности отрасли, снижения энергоемкости производства в 2004-2015 годах реализован ряд инновационно-инвестиционных проектов, направленных на техническое переоснащение и модернизацию предприятий. Динамика распределения инвестиций в ГМК по годам (рис.10) свидетельствует о недостаточном количестве средств для коренной модернизации отрасли.



Рис. 10. Объемы инвестиций в металлургическое производство в 2004-2015 годах.

Главными факторами, сдерживающими инновационную активность предприятий горно-металлургического комплекса являются:

– несовершенство действующего законодательного и нормативно-правового обеспечения активного функционирования ГМК, в том числе относительно защиты прав инвесторов;

– отсутствие механизма стимулирования инновационной деятельности на предприятиях отрасли.

Недостаточные капиталовложения в модернизацию оборудования и реализацию новых технологических процессов, таких как оснащение доменных печей современными бесконусными загрузочными устройствами, строительство новых доменных печей большого объема и оснащение их современными средствами контроля, медленное оснащение доменных печей установками для вдувания пылеугольного топлива и других заменителей кокса [6], являются одной из основных причин низкой рентабельности и значительного расхода энергоресурсов на производство чугуна и стали.

Вокруг проблем металлургической промышленности разворачиваются серьезные процессы, но отрасль продолжает оставаться без внимания украинского правительства. Проблемы металлургической промышленности Украины были подробно освещены в ЕС в рамках широкого изучения проблем отрасли в Восточной Европе. Результатом явилась разработка ряда программ, в которых были заинтересованы Федеральный Союз немецкой стали, Федеральный союз стальной и металлообрабатывающей промышленности, Государственная Федерация стальной промышленности Германии. Создается впечатление, что иностранные авторы программ ставили задачу обозначить перспективы нашей отрасли в соответствии с пониманием и интересами германских и европейских металлургических компаний. Металлургическая промышленность Украины рассматривается, как партнер для Запада, в сильно урезанном виде (в 3-4 раза) при перепрофилировании базовых и особенно специализированных предприятий. Предполагается, что такие металлургические мощности могли бы стать составной и эффективной частью европейского металлургического комплекса. Вхождение Украины в экономическое пространство ЕС требует соответствия ГМК сложившейся системе международных отношений. Например, в договоре о вступлении в Европейский Союз стран Центральной и Восточной Европы (2004 г.), имеющих развитую черную металлургию, зафиксирован пункт о реализации программы по ее реструктуризации как основы для обеспечения конкурентоспособности и гарантии жизнеспособности страны [7]. Особенно это коснулось черной металлургии Польши, Чехии, Словакии и Венгрии. И хотя по объемам производства стали эти страны не сопоставимы с Украиной, опыт реструктуризации черной металлургии этих стран может оказаться весьма полезным.

Основными требованиями реструктуризации являются повышение качества продукции, производство наукоемкой продукции (что потребует проведения научных исследований), совершенствование законодательной

и нормативной базы производства, сотрудничество производителей и потребителей, улучшение защиты окружающей среды, сокращение выбросов CO_2 в соответствии с более строгими законами Европейского Союза. Эти требования являлись обязательными для стран Центральной и Восточной Европы.

Поэтому основными критериями для развития черной металлургии при вступлении Украины в ЕС должны стать:

наличие собственной железорудной базы и достаточного количества энергоресурсов;

востребованность металлургической продукции на внутреннем рынке;

производство качественной металлопродукции, конкурентоспособной на мировых рынках;

производство металлопродукции широкого перспективного сортамента для обеспечения потребностей основных секторов экономики собственной страны;

соблюдение жестких законов ЕС по охране окружающей среды.

Заключение. Тенденции развития металлургического производства Украины, в основном, совпадают с тенденциями развития мировой металлургии, однако имеется и ряд принципиальных отличий:

– отсутствует надлежащее государственное влияние на техническую политику в ГМК, отсутствует координация производства и реализации продукции;

– наблюдается высокая энергоемкость продукции;

– отсутствует достаточный объем инвестиций в обновление основных фондов;

– технический уровень металлургических технологий не отвечает современным экологическим требованиям и возможностям производства конкурентоспособной продукции.

Главными факторами недостаточной инновационной активности предприятий горно-металлургического комплекса являются:

– несовершенство действующего законодательного и нормативно-правового обеспечения активного функционирования ГМК;

– отсутствие механизма стимулирования инновационной деятельности на предприятиях отрасли.

Анализ внедрения перспективных процессов металлургического производства в ГМК показал следующее:

Доменное производство относится к числу приоритетных и в его модернизацию украинские предприятия вкладывают значительные финансовые средства. Анализ изменения себестоимости чугуна в зависимости от увеличения цены на природный газ показал необходимость и возможность частичной замены природного газа альтернативными энергоносителями.

Развитие сталеплавильного производства связано с использованием непрерывной разливки и усовершенствованием структуры выплавки стали.

Прокатное производство остается самой слабой позицией в программе модернизации ГМК Украины. Инвесторов для такой модернизации нет, а предприятия практически не выделяют средств на обновление прокатных станов. Необходимо создание новой стратегии модернизации металлургии в стране, где прокатный передел займет достойное место в выпуске высококачественной готовой продукции, востебованной как внутри страны, так и за рубежом.

Отсутствие государственной стратегии развития металлургии и устаревшая технологическая база создают дополнительные угрозы для национальной безопасности Украины.

Основным требованием к отрасли при расширении сотрудничества с ЕС является ее востребованность экономикой страны, высокое качество и конкурентоспособность продукции, производство наукоемкой продукции (что потребует проведения научных исследований), совершенствование законодательной и нормативной базы производства, постоянное сотрудничество производителей и потребителей, улучшение защиты окружающей среды, дополнительное сокращение выбросов CO_2 в соответствии с законами Европейского Союза.

1. http://delo.ua/business/menshe-vystrelov-bolshe-chuguna-i-stali-303788/ © delo.ua.
2. *Большаков В.І., Тубольцев Л.Г.* Чорна металургія і національна безпека України. // Вісник Національної академії наук України. – 2014. – Вип..9. – С.48-58.
3. *Юзов О.В., Седых А.М.* Тенденции развития мирового рынка стали. // Бюллетень научно-технической и экономической информации. Черная металлургия. –2015. – Вып.9. – С.3-14.
4. *Украинская* металлургия: современные вызовы и перспективы развития. Монография. / А.И.Амоша, В.И.Большаков, Ю.С.Залознова, и др. – Донецк, Институт экономики промышленности НАН Украины, 2013. – 113 с.
5. *Большаков В.И., Тубольцев Л.Г.* Состояние и перспективы энергосбережения в металлургической отрасли //Сб. тр. ИЧМ. Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. – Вып.17. – 2008. – С.3–22.
6. Тараканов А.К., Шатоха В.И., Иващенко В.П. Перспективы модернизации производства чугуна в Украине // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2015. – № 5. – С 2-5.
7. *Steel* Industry in New EU Member States in Comparison with the Global Trends / F. Chowaniec, J. Mannheim, J. Raav et al. // Metallurgija. 2010. 49. № 3. С. 165-168. Англ.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук. А.В.Ноговицыным

Л.Г.Тубольцев, О.І. Бабаченко, Н.І.Падун

Чорна металургія України як базова галузь економіки (2015 рік)

Проведено аналіз сучасного стану металургійної промисловості як базової галузі економіки України у порівнянні зі станом світової галузі. Розглянуто причини недостатньо ефективної роботи чорної металургії. Показано, що одним з негативних чинників сучасного стану металургійної промисловості є відсутність належного державного впливу на технічну політику в економіці України. Показано також необхідність впровадження перспективних технологій у металургійний комплекс країни.

Ключові слова: чорна металургія, аналіз, технології, державний вплив

L.G.Tuboltsev, A.I.Babachenko, N.I.Padun

The steel industry of Ukraine as the core economic sectors (2015)

The analysis of the current state of the steel industry as the core industries of the Ukrainian economy. It is shown that one of the negative factors of the current state of the steel industry is the lack of state influence on the technical policy in the Ukrainian economy. It is shown that the need for the introduction of advanced technologies in the metallurgical complex of the country.

Keywords: iron and steel metallurgy, analysis, technology, role of the state

УДК 669.162.2(477)

А.С.Нестеров, Л.И.Гармаш, В.Н.Захарченко*

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ АГЛОДОМЕННОГО ПРОИЗВОДСТВА В УКРАИНЕ И ПУТИ ЕГО СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ

Институт черной металлургии им. З.И.Некрасова НАН Украины
*ОП «Металлургпром»**

Проведен анализ основных технологических показателей аглодоменного производства в Украине в сравнении с аналогичными показателями зарубежных предприятий. Изучены различные пути тепло- и энергосбережения. Проанализировано состояние агломерационного производства, показана назревшая необходимость коренной модернизации предприятий на основе разработки и внедрения новых технологий. Показано, что одним из перспективных направлений является использование пылеугольного топлива (ПУТ).

Ключевые слова: аглодоменное производство, анализ, технологии, пылеугольное топливо

Объем производства металлопродукции и ее внутреннее потребление является одним из наиболее информативных показателей уровня промышленного производства и индустриального развития, а черная металлургия – важной базовой отраслью экономики промышленно развитых стран. Черная металлургия Украины всегда занимала ведущие позиции как по объемам производства продукции, так и по ее экспорту. Экспортные поступления от металлопродукции в среднем были ~ 15%, а в лучший за последние годы экспортный 2011 год они составили большую часть экспорта (32,3%).

В период с 50-х и до середины 70-х годов прошлого столетия доменное производство СССР занимало передовые позиции в мировой металлургии [1]. Например, именно в СССР были впервые разработаны и нашли широкое применение новые технологии, направленные на интенсификацию выплавки чугуна и сокращение удельного расхода кокса. Значительный вклад в развитие мировой металлургии внесли украинские ученые. Сеть научно-исследовательских институтов металлургического профиля была создана в кратчайшие сроки еще перед Второй мировой – в 1938-1939 гг. В результате страна получила мощную металлургию, впервые в мировой практике учеными были созданы технологии, на сегодняшний день составляющие основу мировой металлургии. Например, ученые Украины доказали перспективность и преимущества строительства крупных доменных печей – на комбинате "Криворожсталь" была построена крупнейшая в мире доменная печь объемом 5000 кубометров.

В 1990 г. на долю Украины приходилось 41% чугуна, 34 % стали и до 40% проката и труб от производимого в СССР. В металлургии было занято около 7% промышленно-производственного персонала, ее основные производственные фонды составляли 15% от всей промышленности [2]. Объяснялось это удачным сочетанием сырьевых материалов и их концен-

трацией на небольшой территории – в Украине находятся месторождения мирового значения: Донецкий каменноугольный бассейн с коксующимися углями; Криворожский железорудный и Приднепровский марганцеворудный бассейны; крупные месторождения известняков, доломитов, огнеупорные глины.

Объемы потребления продукции черной металлургии в Украине были очень большими, но производство превышало потребности: чугуна и стали на 15-20 %, железной руды на 30%, готового проката и труб на 50%. Промышленность Украины по своей структуре была металлоемкой, что отражалось на эффективности промышленного производства и даже тормозило развитие наукоемких производств, несмотря на то, что Украина имела достаточно большой научно-технический и интеллектуальный потенциал. Это привело к тому, что в 1990 г. изношенность промышленно-производственных фондов в черной металлургии составляла 61% от их общей стоимости.

После распада СССР черной металлургии Украины в целом удалось сохранить имеющийся производственный потенциал [3]. Глубина спада производства в отрасли была заметно ниже, чем в других отраслях экономики. Практически все кризисные годы металлургия в целом оставалась рентабельной, заняла в этот период ведущие позиции в рамках промышленного производства страны и превратилась в главный источник крупных валютных поступлений. Однако, унаследовав от СССР значительный производственный и научный потенциал, Украина к началу XXI в. в научно-техническом плане утратила свои позиции. Прогрессивные технологии внедрялись неспешно, природоохранные методы – ограничено. Оборудование устаревало и изнашивалось, реконструкции и модернизации проводились в недостаточной мере. Часть доменных печей была выведена из производства. В 1995 г. Верховной Радой Украины была подготовлена и принята Концепция развития горно-металлургического комплекса (ГМК), в 2004-м Кабмин принял Госпрограмму развития и реструктуризации ГМК до 2011 г. В результате выполнения этих программ черная металлургия постепенно восстановила производство, и к 2007-му годовое производство проката достигло 36 млн. т. Затем последовала череда финансовых кризисов, полная приватизация предприятий черной металлургии, военные действия в Донбассе, и вследствие этого объемы проката сократились до 21,5 млн. т, что составляет около 50% от возможного уровня производства.

Существенно снизился некогда передовой по мировым меркам уровень Украины и в области аглодоменного производства. Динамика использования мощностей доменного производства (табл.1, рис.1) свидетельствует об уменьшении общего количества работающих печей и постепенном увеличении уровня их использования.

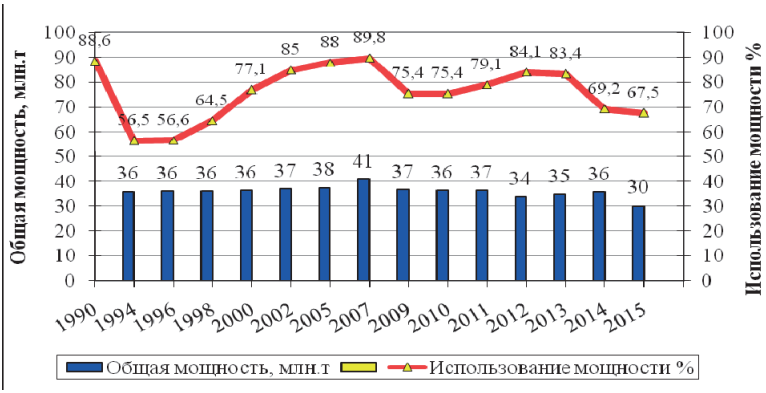


Рис.1. Показатели работы доменного производства Украины.

Таблица 1. Технико-экономические показатели работы доменных цехов Украины

Наименование показателей	1990	1996	2000	2007	2009	2012	2013	2014
Производство чугуна (тыс.т)	45950	17833	25696	35647	25675	28517	29115	24817
Кол-во действующих ДП	55	41	40	41	33	29	30	31
Простои, %	2,3	5,8	3,4	3,3	3,2	2,4	2,1	5,2
Температура дутья, ^{o}C	1075	916	1001	1049	997	1037	1023	1011
Расход скипового кокса, кг/т	512,0	615,2	556,9	503,8	532,6	490,6	467,5	473,6
Расход природного газа, м^3/т	110,0	71,5	85,9	84,1	57,3	35,9	22,9	20,3
Расход кислорода, м^3/т	115,0	56,2	64,5	83,8	59,2	52,5	46,3	43,6
Расход сырого известняка, кг/т	49,0	78,4	59,8	43,3	34,0	32,8	27,9	26,6
Расход А + О + Р, кг/т	1818,0	1829,5	1805,5	1750,9	1728,4	1717,1	1698,3	1711,7
Содержание Fe в ЖРЧ, %	54,7	54,4	54,7	55,8	55,8	55,8	56,1	55,8
Доля окатышей в ЖРЧ, %	25,3	21,8	17,9	22,7	25,2	18,6	16,4	13,5
Fe в агломерате, %	52,96	53,1	53,3	53,8	53,4	54,2	54,9	54,9
Потери железа, кг/т	78,0	80,1	68,4	62,7	54,8	45,2	38,3	38,6
Количество шлака, кг/т	459,0	507,4	489,0	445,7	442,6	429,7	424,4	430,2
Содержание Si в чугуне, %	0,82	1,01	0,92	0,77	0,81	0,74	0,70	0,72

В настоящее время по сравнению с 1990 г. их общая мощность печей уменьшилась практически вдвое, а степень их использования после резко-

го спада в начале 90-х к середине 2000-х вышла практически на «советский» уровень и до кризиса 2008-2009 гг. неуклонно росла. В 2010-2013 гг. объем производственных мощностей и производство чугуна стабилизировались, но, к сожалению, в последние полтора-два года этот показатель опять снизился на 15-20%. Отрасль характеризуется высоким уровнем физического и морального износа основных производственных фондов, высоким уровнем затратности производства, технологической и технической отсталостью, высоким уровнем загрязнения окружающей среды, невысоким качеством выпускаемой продукции, преобладанием в экспортной продукции полуфабрикатов.

Черная металлургия Украины по-прежнему имеет в значительной степени «сырьевую» направленность. Существенная часть продукции идет на экспорт именно в виде сырья (концентратов и окатышей), а стоимость железной руды за последние два года сократилась почти в три раза – с более чем $130 до $45-50 за тонну. Как результат, экспортировать ее не так уж и выгодно [4]. И хотя горнорудные предприятия Украины в 2015 году наращивали экспорт железорудного сырья, валютная выручка от него снизилась на 37% - до $1811,397 млн. Сокращение стоимости ЖРС привело к тому, что отечественные ГОКи балансируют на грани точки безубыточности.

По-прежнему высокой остается доля экспорта продукции (68-70% от общего производства стали) при низкой степени передела (45-50% от экспорта приходится на полуфабрикаты) и недостаточный объем внутреннего потребления. Ведущие металлургические страны большую часть продукции используют внутри страны: Япония – 65-70%, Россия – 60-75%, Китай – 88-96%.

Основные технологические показатели доменного производства в Украине существенно ниже аналогичных показателей на передовых зарубежных предприятиях. Значение одного из наиболее важных показателей - удельного расхода скипового кокса - по данным ОП «Металлургпром» на украинских предприятиях в 2014 г. составляло 473,6 кг/т., в то время как на ведущих предприятиях мира - 300-340 кг/т. В современных доменных печах температура дутья обеспечивается на уровне 1200-1300^{0}С, а выход шлака – на уровне 200-250 кг/т, в то время как на украинских в среднем – 950-1050^{0}С и 430кг/т соответственно [5]. Недопустимо высоким остается вынос пыли. Для сравнения – в 1990 г. уровень уловленной колошниковой пыли составлял ~ 37 кг, в настоящее время ~ 19,5 кг, при среднем общемировом уровне ~ 2-4 кг/т.

Эффективность доменной плавки напрямую зависит от качества сырья и топлива. К сожалению, на Украине шихтовые материалы и кокс существенно уступают зарубежным требованиям: содержание SiO_2 < 4%, Fe ~ 59-61%, минимальное содержание S и P. По коксу: CSR > 60%, CRI < 30%, M40 > 82,5%, M10 < 8%, зольность < 10,0%, сернистость < 0,75%, летучие < 1,0%, влажность < 5,0%, щелочи < 0,3%. Для сравнения, сред-

нее содержание Fe в шихте на предприятиях Украины колеблется в пределах 54-56%, допустимые колебания по Fe ± 1% и основности ±0,8 ед. Содержание фракции 0-5 мм – от 9 до 20% (табл.2).

Таблица 2. Показатели качества агломерата отечественных и зарубежных производителей

Страна	Предприятие	Содержание, %				$\frac{CaO}{SiO_2}$	Сод.фракции 0-5 мм, %	Допустимые пределы колебаний	
		Fe	FeO	CaO	SiO_2			по Fe, %	по $\frac{CaO}{SiO_2}$ ед.
СНГ							17,4	±1,0	±0,1
Украина	ГМК	54,86	11,43	11,81	9,04	1,28	13,3	±1,0	±0,1
Украина	НКГОК-1	55,46	11,69	10,77	9,17	1,18	14,96	±1,0	±0,08
Украина	НКГОК-2	55,64	10,53	10,53	9,13	1,15	6,63	±1,0	±0,08
Украина	ЮГОК	51,90			11,00	1,15	17,6		
Украина	ЕМЗ	52,87	12,84	14,76	9,10	1,60	14,53	1,352	0,162
Россия	Северсталь	59,00	12,5	7,4	5,10	1,45	15	±0,5	±0,08
Россия	НЛМК	54,20	12,10	10,90	7,80	1,40	13,0		
Россия	ММК	56,00	11,70	9,50	7,30	1,30	14,6		
Япония							2 - 3	±0,05	±0,03
Франция							3,0	±0,2-0,3	±0,02-0,03
Великобритания							3,0	±0,2-0,3	±0,02-0,03
Финляндия	Раутарукки	60,40	9,90	7,00	4,20	1,68	8,2		
Голландия		58,40	14,10	10,30	3,90	2,67	12,2		

Рост производительности доменных печей и снижение расхода кокса невозможны без повышения качества кокса и железорудного сырья. К сожалению, долгое время этой проблеме не уделялось должного внимания, поскольку затраты на подготовку сырья традиционно считались несравнимо более высокими, а окупаемость низкой по отношению к другим мероприятиям и технологиям, применявшимся в доменном производстве, в том числе, и по отношению к технологиям комбинированного дутья. Выполненные в конце 70-х годов прошлого века расчёты советских учёных показали, что затраты в народном хозяйстве на улучшение подготовки сырья не только окупаются быстрее чем, например, на технологию комбинированного дутья, но и по абсолютному размеру эти затраты меньше. Улучшение подготовки сырья давало самое большое снижение приведенных затрат по сравнению с другими возможными мероприятиями в доменном производстве.

В коренной модернизации нуждается агломерационное производство Украины. Производство агломерата резко упало во время кризиса 2008-

2009 гг., а за последние два года сократилось еще на 15-25% (рис.2). Кроме того, между современными требованиями к качеству и возможностями действующих агломерационных фабрик Украины образовался значительный разрыв.

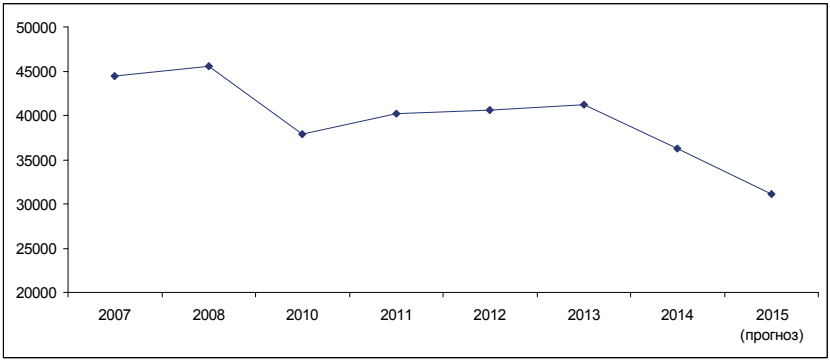


Рис.2. Динамика производства агломерата на предприятиях Объединения «Металлургпром»

Все агломерационные фабрики Украины морально устарели, физически изношены и нуждаются в глобальной реконструкции. На них отсутствуют современные средства для охлаждения, дробления и обработки спёка, поэтому в годном агломерате остаётся много мелочи – до 20% и более, а в возврат попадает до 20% общего количества пригодного для доменных печей агломерата.

Применение устаревших приемов и средств усреднения компонентов аглошихты обусловливает большие колебания химического состава агломерата (до 1,5% и более по содержанию железа), а при плавке его в доменных печах – резкие колебания теплового и шлакового режимов с большими потерями производительности и перерасходом кокса.

Анализируя развитие горно-металлургического комплекса за все время независимости страны, можно констатировать, что внедрение энергосберегающих технологий на большинстве металлургических комбинатах Украины идёт медленными темпами и не даст ожидаемого эффекта до тех пор, пока полностью не будет реализована программа коренной модернизации агломерационного производства по выводу из эксплуатации старых и строительству современных агломерационных фабрик.

Украина – газодефицитная страна. Поэтому самой острой для металлургии Украины является проблема тепло- и энергосбережения. На производство металлопродукции в Украине тратилось более 50% потребляемой промышленностью электроэнергии и приблизительно 10 млрд. кубометров природного газа. На выплавку 1 тонны чугуна расходовалось в среднем 100 кубометров природного газа, а в целом по отрасли на производство чугуна – свыше 3 млрд. кубометров газа.

Учитывая сложившиеся цены на природный газ, одним из перспективных направлений является использование пылеугольного топлива (ПУТ). На предприятиях Украины эта технология начала активно внедряться в последние несколько лет, хотя ученые и производственники Украины внесли большой вклад в научные изыскания по этой теме.

Ресурсы ПУТ по замене кокса значительно больше, чем у природного газа, что предопределяет его экономические и технологические преимущества. Это обстоятельство стало основной причиной массового промышленного внедрения ПУТ в мире в последние десятилетия. Как видно (рис.3), потребление природного газа на предприятиях Украины из года в год неуклонно снижается. Особенно это заметно в последние 3-4 года в связи с внедрением технологии ПУТ, хотя удельный расход углеродсодержащих материалов на выплавку чугуна довольно сильно колеблется. В таблицах 3 и 4 представлены значения расхода углеродсодержащих материалов на отдельных предприятиях в первом полугодии 2014 и 2015 гг. (табл.4) и по всем предприятиям отрасли (с технологией ПУТ и без нее) за последние три года (табл.5).

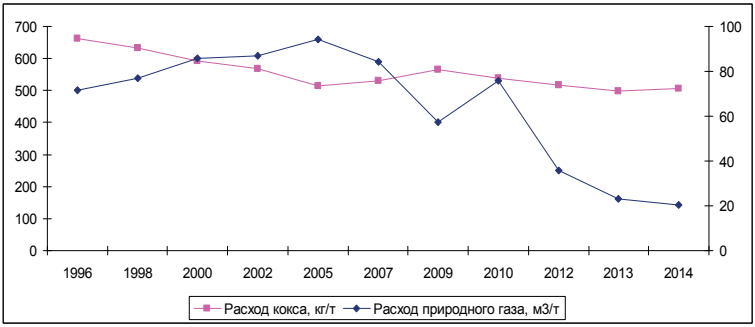


Рис.3. Изменение расхода кокса и природного газа

Опыт успешного освоения передовых технологий доменной плавки на доменных печах Украины с применением ПУТ уже накоплен на ПАО «АМК», ПАО «Ильича» и ПАО «Запорожсталь». Например, в 2013 г. ПУТ вдували в доменных цехах ПрАО «Донецксталь»-МЗ» (135,5 кг/т), Алчевского МК (134,7 кг/т), ПАО «Запорожсталь» (150,9 кг/т) и ММК им. Ильича (138,2 кг/т). Использование ПУТ и кускового антрацита позволило заменить в целом по всем предприятиям в 2012 г. 1252,5 тыс.т скипового кокса, в 2013 – 1920,7 тыс.т, в 2014 – 1563,4 тыс.т, в первом полугодии 2015 – 530,4 тыс.т.

Дальнейшее развитие и реализация технологии ПУТ с целью частичной или полной заменой природного газа должно сопровождаться не только строительством установок по вдуванию ПУТ и резким повышением качества железорудного сырья и металлургического кокса, но и серьезным совершенствованием технологии доменной плавки.

Таблица 3. Удельный расход углеродсодержащих материалов за 1 полугодие 2015 года в сравнении с 1 полугодием 2014 года

Предприятие	Природный газ, $м^3/т$		ПУТ, кг/т		Антрацит, кг/т		Кокс скипо-вый, кг/т	
	2014	2015	2014	2015	2014	2015	2014	2015
«Донецксталь»-МЗ			143,3	19,0			462,7	618,3
Мариупольский МК	2,3	8,6	134,4	94,7			407,3	460,9
Алчевский МК	0,1	18,3	133,8	0,0			415,0	588,4
МК «Запорожсталь»		2,8	157,3	147,5			378,9	409,3
Днепровский МК		3,0		141,5				421,1
ИТОГО с ПУТ	**0,9**	**4,8**	**140,4**	**122,0**	**0,0**	**0,0**	**407,8**	**439,1**
Енакиевский МЗ	41,8	48,5			0,4		534,0	539,6
МК «АЗОВСТАЛЬ»	25,4				4,4		564,2	551,2
МП «АМКР»	57,2	39,5			29,7		462,1	508,6
Днепровский МК	13,9				16,1		550,8	
«ЕВРАЗ-ДМЗП»	0,2						614,8	588,4
ИТОГО без ПУТ	**36,4**	**26,4**	**0,0**	**0,0**	**14,3**	**0,0**	**523,4**	**531,6**
ВСЕГО по ОП	**19,2**	**16,2**	**68,0**	**57,8**	**7,4**	**0,0**	**467,4**	**487,7**

Таблица 4. Удельный расход углеродсодержащих материалов в среднем по предприятиям отрасли.

	2013	2014	2015 (янв-март)	2015 (янв-июнь)	2015 (янв-окт)
Предприятия с ПУТ					
Природный газ, $м^3/т$	1,5	1,9	9,3	4,8	3,2
ПУТ, кг/т	140,0	137,0	105,4	122,0	123,4
Антрацит, кг/т	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
Кокс скиповый, кг/т	405,0	414,6	455,1	439,1	436,1
Предприятия без ПУТ					
Природный газ, $м^3/т$	34,9	32,7	32,3	26,4	33,7
ПУТ, кг/т	0,0	6,4	0,0	0,0	0,0
Антрацит, кг/т	15,9	9,0	0,0	0,0	0,0
Кокс скиповый, кг/т	521,1	520,0	536,2	531,6	542,0
Всего					
Природный газ, $м^3/т$	19,4	19,1	21,5	16,2	22,0
ПУТ, кг/т	64,7	66,8	49,4	57,8	61,2
Антрацит, кг/т	8,9	5,1	0,0	0,0	0,0
Кокс скиповый, кг/т	467,5	473,6	498,1	487,7	489,4

Анализ технико-экономических показателей работы доменных цехов Украины в современных условиях показывает серьезные проблемы отрасли – фактические мощности не соответствуют производству, не выполня-

ются в требуемых объемах реконструкции, техническое перевооружение цехов и природоохранные мероприятия, возрастает нестабильность поставок сырья и топлива.

Негативные тенденции в развитии черной металлургии проявляются и в применении не всегда эффективных методов приватизации предприятий. В результате таких мер отрасль имеет все признаки высокой степени монополизации, а деятельность по модернизации производства всецело находится в руках собственников. Несмотря на техническое и технологическое отставание ряда металлургических предприятий, у их владельцев нередко отсутствует мотивация для проведения реконструкции и модернизации производства, для вкладывания в это направление значительных финансовых ресурсов. Коренные изменения способов производства металлопродукции даже на далекую перспективу не планируются.

Анализ темпов и характера модернизации отечественной черной металлургии обнаруживает их несоответствие мировым тенденциям и позволяет прогнозировать все возрастающее отставание ГМК Украины по научно-техническому уровню не только от мировых лидеров, но и среднемирового уровня. При неблагоприятной ситуации на мировом рынке черных металлов это чревато самыми серьезными последствиями для отечественной металлургии вплоть до возникновения проблемы выживания отрасли. Модернизацию предприятий горно-металлургического комплекса необходимо проводить в направлении наращивания экспортного потенциала путём расширения объемов производства продукции высокой степени переработки и более высокого качества.

Основные проблемы, с которыми сталкивается черная металлургия Украины и доменное производство, имеют экономические и технологические причины:

– спад производства, связанный с перебоями в снабжении предприятий электроэнергией, металлоломом, коксующимся углем;
– износ основных производственных фондов (оборудования);
– проблемы с рынками сбыта;
– недостаточное качество конечного продукта;
– экология.

Для эффективного и обоснованного решения главной задачи доменного производства – уменьшения расхода кокса и природного газа, условного и суммарного топлива при обеспечении стабильной и высокопроизводительной работы доменных печей, необходимо активизировать новые разработки и обеспечить их реализацию на доменных печах Украины. Необходима глубокая модернизации основных фондов и разработка программы технического перевооружения отрасли, в основе которой должен лежать объективный анализ инновационного уровня производства в черной металлургии Украины как составной части мирового производства металлопродукции. В числе первоочередных задач:

– осуществление современных реконструкций и капитальных ремонтов доменных печей и воздухонагревателей с модернизацией и автоматизацией доменного процесса;
– повышение конкурентоспособности продукции на основе уменьшения энерго- и материалоемкости;
– уменьшение в экспорте доли продукции сырьевого направления;
– снижение зависимости от импорта сырья;
– разработка системы эффективной переработки техногенных отходов, извлечение из них полезных компонентов;
– строительство современных агломерационных фабрик;
– постоянная работа по повышению качества железорудного сырья и кокса;
– освоение в доменных цехах Украины технологии по вдуванию ПУТ в горн доменных печей.

Значительные экономические и технологические выгоды принесет улучшение качества агломерата. В Украине необходимо создать условия для осуществления коренной реконструкции и технического перевооружения агломерационных фабрик. Кроме того, металлургическим предприятиям необходима стабилизация ситуации в Луганской и Донецкой областях, что позволит восстановить нормальную работу всех предприятий Украины и внутреннего рынка металла. Предприятия Донбасса являются частью общих цепочек, их разрыв потянул за собой падение производства, рост себестоимости товаров и повлиял на показатели экспорта.

Черная металлургия является базовой отраслью украинской экономики, которая определяет величину внутреннего валового продукта и темпы роста других отраслей промышленности. Еще недавно черная металлургия была высокорентабельной отраслью производства, чему способствовали конъюнктура мирового рынка черных металлов, более низкая стоимость украинских сырьевых и трудовых ресурсов, а также высокий внутренний потенциал отрасли. Однако в последнее время ситуация резко изменилась, что вызывает необходимость проведения кардинальных реформ в отрасли.

Предприятия горно-металлургического комплекса продолжают работать в сложных производственных и финансовых условиях. Существенное падение производства и низкий уровень мировых цен не позволяют металлургам стабилизировать ситуацию. Ключевым фактором негативной мировой конъюнктуры является снижение спроса в Китае из-за замедления экономического роста. Кроме того, сильно ужесточилась конкуренция и на рынках стран ЕС. В частности, общее падение украинского экспорта по этому направлению в первой половине 2015 года составило 36% [6].

Необходима государственная программа по поддержке ГМК Украины, которая позволит сохранить конкурентоспособность его продукции на мировом рынке. Решать эти задачи необходимо совместными усилиями собственников, производственников, проектировщиков и ученых, по-

скольку эффективная модернизация отрасли, разработка и освоение новых технологий и агрегатов возможны только при научно-техническом сопровождении. Необходима глубокая реструктуризация отрасли, отказ от интенсивного развития только за счет наращивания мощностей, переход на производство продукции с максимальной добавленной стоимостью и решение проблем материало- и энергосбережения, что с неизбежностью повышает актуальность разработки и внедрения современных технологий сбережения и требует коренного изменения структуры материального и топливного балансов основных переделов.

1. *Бабарыкин Н.Н.* Теория и технология доменного процесса/ Учебное пособие. - Магнитогорск: МГТУ, 2009. - 257 с.
2. *Развитие* металлургии в Украинской СССР. – Киев: Наук. думка, 1980. - 960с.
3. *Черная* металлургия России и стран СНГ в XXI веке/ Сборник научных трудов. Том 1, - Москва: 1994. - 593 с.
4. http://delo.ua/business/gde-metallurgam-iskat-pribyl-306142
5. *Захарченко В.Н.* Технико-экономические показатели работы доменных и агломерационных цехов металлургических предприятий Украины за 2014 год: – Днепропетровск.: ОП «Металлургпром», 2015. – 18 с.
6. http://www.economica.com.ua/metal/article/51262470.html

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук Тогобицкой Д. Н.

О.С.Нестеров, Л.І.Гармаш, В.М.Захарченко

Сучасний стан аглодоменного виробництва в Україні та шляхи його вдосконалення

Проведено аналіз основних технологічних показників аглодоменного виробництва в Україні у порівнянні з аналогічними показниками зарубіжних підприємств. Вивчено різні шляхи тепло- та енергозбереження. Показано необхідність докорінної модернізації підприємств на основі розробки та впровадження нових технологій. Показано, що одним з перспективних напрямів є використання пиловугільного палива (ПВП).

Ключові слова: аглодоменне виробництво, аналіз, технології, пиловугільне паливо

A.S.Nesterov, L.I.Garmash, V.N.Zacharchenko

Current status sinter production in Ukraine and ways of its improvement

The analysis of the basic technological parameters of blast furnace production in Ukraine in comparison with those of foreign companies. Different ways of heat and energy saving were studied. It is shown that the need for a radical modernization of enterprises based on new technologies. One of the promising areas is the use of pulverized coal injection (PCI).

Keywords: blast furnace production, analysis, technology, pulverized coal

УДК 669.162.21:662.2/9

И.Г.Товаровский, А.Е.Меркулов

ОСОБЕННОСТИ ТЕМПЕРАТУРНО-КОНЦЕНТРАЦИОННЫХ ПОЛЕЙ В РАБОЧЕМ ПРОСТРАНСТВЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ ПРИ ВЫПЛАВКЕ ПЕРЕДЕЛЬНОГО И ЛИТЕЙНОГО ЧУГУНА

Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины

На основе математического моделирования выявлены особенности процессов доменной плавки при выплавке разных видов чугуна – передельного и литейного. Установлены особенности распределения температурно-концентрационных полей . Показано, что при переходе с передельного на литейный чугун в ДП происходит перемещение температурно-концентрационных полей в направлении снизу вверх высокотемпературных зон, уменьшается теплоотдача газа и экономия топлива от применения различных энергосберегающих мероприятий.

Ключевые слова: доменная плавка, литейный, передельный чугун, температурные поля.

Развитие теории доменной плавки, в том числе теории теплообмена в доменной печи, основывалось на изучении процессов при выплавке передельного чугуна – наиболее массового. Проблемы технологии другого массового вида чугуна – литейного рассматривались меньше и отдельно.

Целью настоящей работы является попытка рассмотрения технологий доменной плавки в рамках общей теории доменного процесса. Для этого использовали разработанную в ИЧМ НАН Украины математическую модель доменной плавки (ММДП) [*Товаровский И. Г.* Познание процессов и развитие технологии доменной плавки. Днепропетровск: Журфонд, 2015. – 912 с.], позволяющую определять параметры в прогнозном режиме.

В качестве базового принят период работы ДП-9 ПАО «ArcelorMittal Кривой Рог» в лучший период работы при выплавке передельного чугуна (октябрь 2006). Показатели аналогичного периода при выплавке литейного чугуна с содержанием кремния 3%, а также периодов с понижением температуры дутья Тд до 790^0С, содержания кислорода O_2 до 23,5% и увеличением расхода природного газа ПГ до 187 $м^3$/т получены расчетом по модели. В табл.1 приводятся результаты расчета показателей, а на рис.1-2 – графическая интерпретация изменений температурно-концентрационных полей в рабочем объеме ДП.

Изложение основных результатов исследования. Сопоставление температурно-концентрационных полей в рабочем объеме ДП для вариантов выплавки передельного и литейного чугуна (рис.1) показало следующее.

1. Изотермы газа в точках с повышенной рудной нагрузкой (РН) смещаются вверх, что наиболее отчетливо проявляется на низкотемпературных изотермах (< 900^0C).

Таблица 1. Показатели работы доменной печи

Показатели/Периоды	База	Тд=790	О=23,5	ПГ=187	База	Тд=790	О=23,5	ПГ=187
Сорт чугуна	П	П	П	П	Л	Л	Л	Л
Производительность, т/м^3·сут	1,91	1,79	1,70	1,73	1,77	1,69	1,62	1,61
Расход топлива, кг/т	483	525	474	428	538	580	519	495
Дутье: расход, м^3/мин.	6674	7116	7529	6727	6988	7390	7797	6985
температура, °С	1090	790	1090	1090	1090	790	1090	1090
кислород, %	30,5	30,5	23,5	30,5	30,5	30,5	23,5	30,5
Природный газ, м^3/т	87,1	87,1	87,1	187,1	87,1	87,1	87,1	187,1
Колошниковый газ:								
температура, ^{0}С	81	141	163	168	189	192	201	217
содержание, % СО	29,1	29,1	24,2	27,1	29,2	29,5	24,4	28,3
CO_2	19,8	19,0	17,0	16,5	19,1	18,2	16,5	15,6
H_2	7,7	7,2	6,6	13,9	7,3	6,9	6,4	13,2
Железо в шихте, %	55,2	55,2	55,2	55,2	57,2	57,2	57,2	57,2
Рудная нагрузка, т/т	3,68	3,39	3,75	4,14	3,07	2,85	3,18	3,34
В чугуне, %:								
кремний	0,84	0,84	0,84	0,84	3,0	3,0	3,0	3,0
марганец	0,34	0,34	0,34	0,34	0,36	0,36	0,36	0,36
сера	0,019	0,019	0,019	0,019	0,019	0,019	0,019	0,019
углерод	4,74	4,74	4,74	4,74	4,74	4,74	4,74	4,74
В шлаке, %:								
кремнезем	37,0	37,4	37,0	36,8	35,1	35,5	34,9	34,7
глинозем	8,7	8,9	8,7	8,6	12,2	12,4	12,1	12,0
известь	45,0	45,4	45,0	44,7	42,6	43,1	42,4	42,2
магнезия	4,7	4,7	4,7	4,8	6,2	6,1	6,2	6,2
сера	1,0	1,1	1,0	0,9	1,5	1,6	1,5	1,4
Основность шлака	1,22	1,22	1,22	1,22	1,22	1,22	1,22	1,22
Кол-во шлака, кг/т	416	419	417	414	302	304	300	299
$T_{ТЕОР.}$ ^{0}С	2219	2085	2019	1840	2268	2120	2049	1914
Фурменный газ, м^3/т	1502	1684	1765	1852	1668	1837	1908	2017
Сух. колошн. газ, м^3/т	1607	1775	1865	1829	1766	1927	2006	2013
rd, %	35,9	30,8	35,3	21,4	27,5	24,2	28,8	17,0
η_{CO+H2}, %:	40,5	39,5	41,2	37,8	39,6	38,1	40,3	35,5
Приход тепла, кДж/кг	4425	4551	4743	4456	5020	5042	5194	5046
Потребность тепла, кДж/кг	3899	3829	3911	3397	4146	4117	4206	3780
Теплопотери, кДж/кг	302	289	324	519	295	287	316	509
Теплотворность кол. газа, кДж/м^3	4513	4458	3786	4933	4473	4487	3775	5004

2. Возрастает разность температур газа и шихты в верхних горизонтах ДП, а границы зон теплообмена (точки перегиба кривых разности температур газа и шихты по высоте) смещаются вниз. Возрастает рекуперативная функция верхней ступени теплообмена.

3. В зонах повышенных РН увеличивается толщина зоны размягчения и плавления (ЗРП).

4. За счет увеличения количества восстановительных газов сокращается степень прямого восстановления.

В целом картина перестройки технологии на выплавку литейного чугуна выглядит как расширение снизу вверх высокотемпературных зон с увеличением температуры колошникового газа и соответствующим уменьшением теплоотдачи газа в ДП. Последнее приводит к сокращению экономии кокса от различных мер по сбережению теплоты.

Рассмотрим процесс подробнее, иллюстрируя результаты расчетов данными табл.2 и рис.1 и 2.

Таблица 2. Изменение расхода кокса **ΔК**, производительности **ΔП**, температуры колошникового газа **ΔТк**, степени прямого восстановления Δr_d и теплопотерь доменной печи Δq_L при увеличении температуры дутья **Тд**, содержания в нем кислорода O_2 и расхода природного газа ПГ

Параметр и его диапазон	Вид чугуна	ΔК, кг/т (%)	ΔП, %	ΔТк, ºС	Δr_d, %	Δq_L, %
Тд: 790-1090 ºС	П	-42 (-8,7)	+6,7	-60	+5,0	+3,0
	Л	-41 (-7,6)	+4,7	-4	+3	+2
O_2: 23,5-30,5 %	П	+9,3 (+2)	+12,2	-82	+0,3	-6
	Л	-20 (-3,8)	+9,8	-10	-4,5	-5
ПГ: 87-187 м^3/т	П	-55 (-11,4)	-9,4	+88	-14,5	+4,87
	Л	-43(-8)	-9,4	+39	-10,5	+4,22

Повышение температуры дутья и содержания в нем кислорода приводят к характерному, наблюдаемому на рис.1 и 2 увеличению скорости охлаждения газа (град/м) в противотоке. В случае увеличения расхода ПГ наблюдается уменьшение указанной скорости. В первом случае сокращается температура колошникового газа и увеличивается теплоотдача газа в ДП, во втором - теплоотдача уменьшается.

Трансформация верхней ступени теплообмена при добавке температуры и кислорода в дутье происходит в направлении сокращения рекуперативной функции и «вырождения» при некотором уменьшении толщины ЗРП в зонах повышенной РН. При добавке ПГ трансформация идет в обратном направлении.

При выплавке передельного и литейного чугуна процессы идут аналогично, а результативность по экономии кокса (Δк, %) и приросту производительности (ΔП, %) больше для передельного:

- при повышении Тд на каждые 10º : Δк = 0,29, ΔП = 0,22 против Δк = 0,25 и ΔП = 0,16 для литейного;

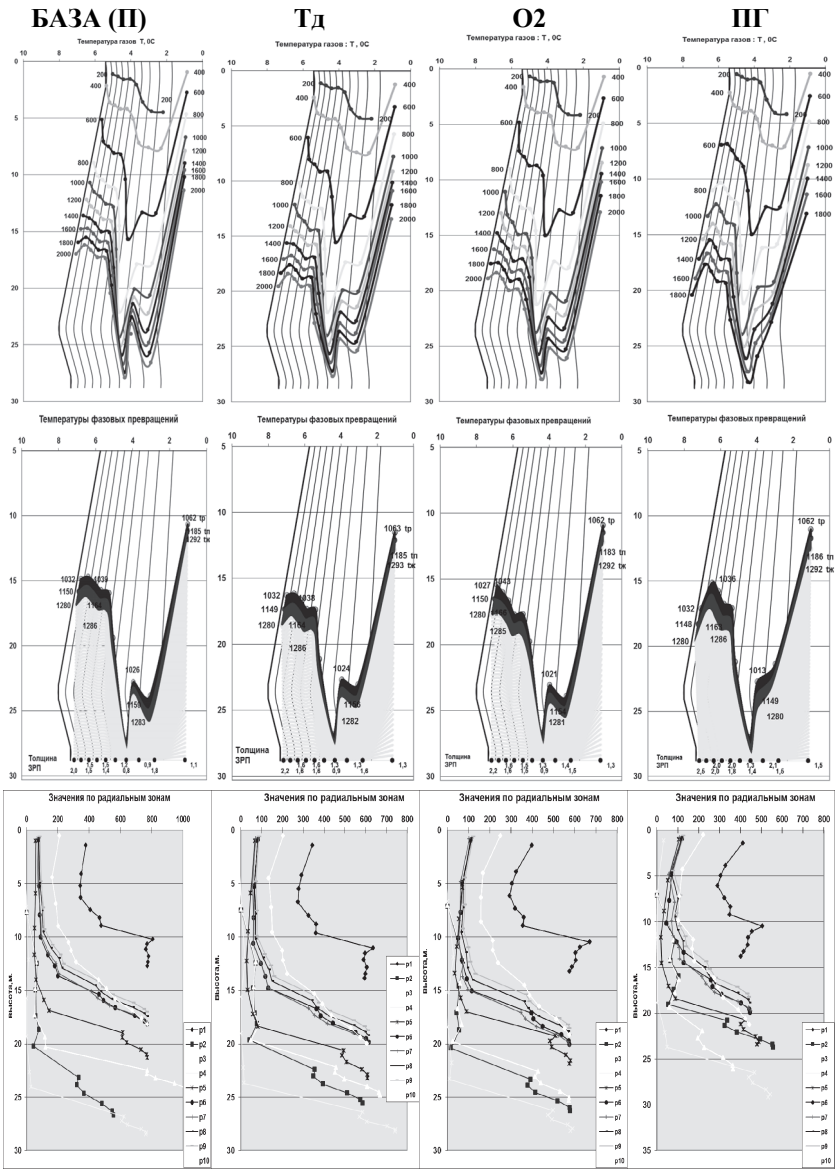


Рис.1. Изотермы газа в объеме ДП (верхние графики) при выплавке передельного чугуна, разность температур газа и шихты (нижние) и положение зоны размягчения и плавления (средние). Температура начала размягчения – $t_р$, плавления - $t_п$, жидкофазного течения – $t_ж$

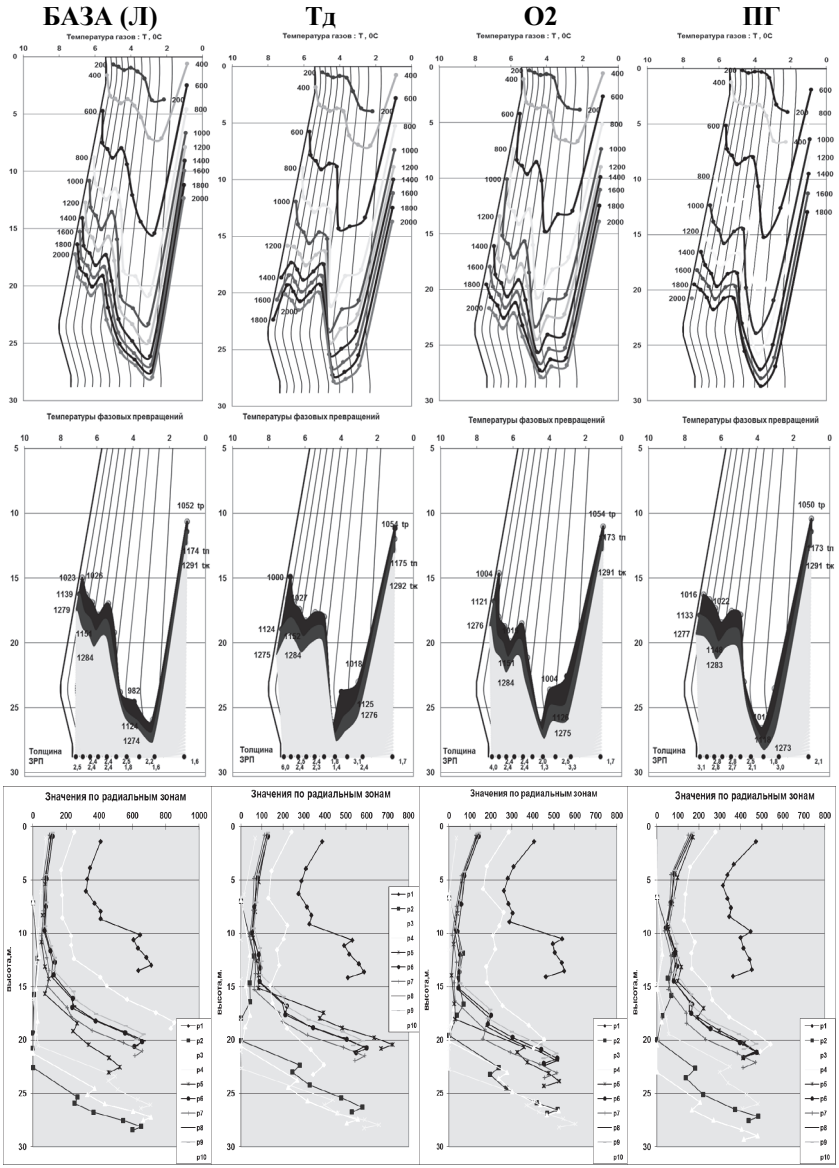


Рис.2. Изотермы газа в объеме ДП (верхние графики) при выплавке литейного чугуна, разность температур газа и шихты (нижние) и положение зоны размягчения и плавления (средние). Температура начала размягчения – $t_р$, плавления - $t_п$, жидкофазного течения – $t_ж$

- при повышении O_2 на каждый 1% : Δк = -0,29 (перерасход), ΔП = 1,8 против Δк = 0,52 и ΔП = 1,4 для литейного;

- при повышении ПГ на каждый 1 $м^3$: Δк = 0,55 кг, ΔП = -0,09% (сокращение) против Δк = 0,43 кг и ΔП = -0,09% (сокр-е) для литейного.

Особенности температурно-концентрационных полей ДП при выплавке передельного и литейного чугуна определяют не только величину влияния параметра на расход кокса, но, в случае кислорода, также знак. Так, увеличение O_2 в случае передельного чугуна способствует перерасходу кокса 0,29 %/%, а в случае литейного – экономии 0,52 %/%.

Заключение. На основе математического моделирования процессов доменной плавки выявлены их особенности при выплавке разных видов чугуна – передельного и литейного. Установлено, что при переходе с передельного на литейный чугун происходит перестройка температурно-концентрационных полей в направлении перемещения снизу вверх высокотемпературных зон, включающее:

- смещение вверх изотерм газа в точках с повышенной рудной нагрузкой при возрастании разности температур газа и шихты в верхних горизонтах ДП и смещении вниз границы зон теплообмена, что отражает возрастание рекуперативной функции верхней ступени теплообмена;

- увеличение толщины зоны размягчения и плавления в зонах повышенных рудных нагрузок и общее сокращение прямого восстановления за счет увеличения количества восстановительных газов.

Интегральный результат перестройки технологии на выплавку литейного чугуна выражается в уменьшении теплоотдачи газа в ДП и сокращении сбережения горючего от применения различных мер.

Показано, что при добавке температуры дутья, природного газа и кислорода процессы трансформации температурно-концентрационных полей ДП при выплавке передельного и литейного чугуна проходят аналогично с большей конечной эффективностью для передельного. Особенности этих полей определяют не только величину влияния параметра на расход кокса, но, в случае кислорода, также и знак.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук, проф. Д.Н. Тогобицкой

І.Г.Товаровський, О.Є.Меркулов

Особливості температурно-концентраційних полів у робочому просторі доменної печі при виплавлянні передільного і ливарного чавуну

На основі математичного моделювання виявлено особливості процесів доменної плавки при виплавці різних видів чавуну - передільного і ливарного. Встановлено особливості розподілу температурно-концентраційних полів. Показано, що при переході з передільного чавуну на ливарний у ДП відбувається переміщення температурно-концентраційних полів у напрямку високотемпературних зон знизу вгору, зменшується тепловіддача газу та економія палива від застосування різних енергозберігаючих заходів.

Ключові слова: доменна плавка, ливарний та передільний чавун, температурні поля.

I.G.Tovarovsky, A.E.Merkulov

Features temperature and concentration fields in a blast furnace in the smelting of pig iron and foundry

Features blast furnace processes identified on the basis of mathematical modeling for various types of cast iron - pig and cast. Features of the distribution of temperature and concentration fields are set. It is shown that the transition from pig to the cast iron in BF there is a moving temperature and concentration fields in the upward direction of high temperature zones, reduced heat transfer gas and fuel savings from the use of various energy-saving measures.

Keywords: blast-furnace smelting, f cast **and pig iron, temperature fields.**

УДК 669.162.221.:662.6/9

А.Л.Чайка[1)], В.Ю.Шостак[1)], А.А.Сохацкий[1)], Д.Н.Мирошниченко[2)], В.И.Диментьев[3)]

ОСОБЕННОСТИ ТЕПЛО-ГАЗОДИНАМИЧЕСКОЙ РАБОТЫ ФУРМЕННОЙ ЗОНЫ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ ПРИ ВДУВАНИИ В ГОРН ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА И ПРИРОДНОГО ГАЗА

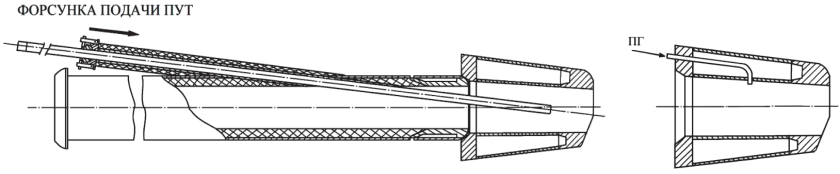
Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины [1)]
Мариупольский металлургический комбинат им. Ильича [2)]
Алчевский металлургический комбинат [3)]

Целью работы является исследование особенностей тепло-газодинамической работы фурменной зоны доменной печи при переходе от технологии использования природного газа к технологии пылеугольного топлива (ПУТ). Установлены отличия подачи топливных добавок и тепловой работы фурменных очагов при сжигании ПУТ и природного газа. Установлена зависимость температурного потенциала горновых газов при сжигании пылеугольного топлива и теоретической температуры фурменной зоны от химического состава ПУТ. Наиболее сильное влияние на значение теоретической температуры оказывает содержание углерода и водорода в топливе.

Ключевые слова: доменная печь, фурменная зона, топливная добавка, , пылеугольное топливо, теоретическая температура

Состояние вопроса. Опыт освоения пылеугольного топлива (ПУТ) на доменных печах Украины среднего объема 1500÷3000 м^3 в 2009–2015 годах и исследования, проведенные специалистами ИЧМ НАНУ, показали, что переход доменных печей от вдувания природного газа к применению ПУТ приводит к изменению условий протекания тепло-газодинамических процессов в печи, и, в частности, в фурменной зоне, что отражается на увеличении тепловых нагрузок на воздушные фурмы и шахту, на их сроке службы, устойчивости газодинамического режима плавки и ее технико-экономических показателях [1-5].

В процессе освоения технологии вдувания ПУТ произошли изменения способа и узлов подачи топливной добавки. Конструктивно изменился способ подачи топливной добавки в фурменную зону доменной печи. Подача природного газа (ПГ) производится периферийно к потоку дутья через отверстие в стенке фурмы, в то время как пылеугольное топливо подается через форсунку по оси фурмы (рис.1) [6]. Такой способ подачи топливной добавки в фурменную зону печи позволяет интенсифицировать процессы сжигания топлива [7-8]. Транспортировка и кинетика сжигания ПУТ и природного газа имеют существенные отличия [9]. Пылеугольное топливо представляет собой, в отличие от газообразного природного газа, газовзвесь, – поток инертного газа с мелкодисперсным углем. Давление потока ПУТ при подаче в фурменную зону в 3 раза больше, чем давление природного газа.



а) б)

Рис.1 Устройства подачи топливных добавок в фурменную зону доменной печи: а) - ПУТ, б) – ПГ

Целью работы является исследование особенностей тепло-газодинамической работы фурменной зоны доменной печи при переходе от технологии использования природного газа к технологии пылеугольного топлива (ПУТ).

Изложение основных результатов исследований. Сопоставление факторов, которые влияют на тепловые и газодинамические условия работы фурм и фурменных очагов с ПУТ и природным газом при сопоставимом производстве показало, что эти условия кардинально отличаются, что требует проведения исследований развития тепло-газодинамических процессов в фурменной зоне при вдувании ПУТ, кислорода и других топливных добавок (табл.1, 2). Исследования выполнялись по данным работы ДП №1 ПАО «АМК», полезным объемом 3000 м^3, и ДП № 4 ПАО «ММК им. Ильича», полезным объемом 2002 м^3, за период 2011 – 2014 гг. (табл.1, 2).

Сравнение периодов работы ДП № 1 ПАО «АМК» и ДП № 4 ПАО «ММК им. Ильича» с ПГ и ПУТ при сопоставимом производстве показало, что массовый расход ПУТ в ~3 раза больше расхода ПГ, в то время как объёмный расход в 170÷180 раз меньше (табл.1, 2). Теоретическая температура горения уменьшилась в среднем на 35^{0}С в сравнении с технологией работы с ПГ.

Объём вдуваемого пылеугольного топлива существенно меньше, чем объём подаваемого природного газа, при этом объем горновых газов, образованных при сжигании этих топлив в единицу времени соизмерим (табл.1, 2). Так, на 1 м^3 топливной добавки объёмный выход горновых газов на ДП № 1 ПАО «АМК» и ДП №4 ПАО «ММК им. Ильича» в 170 и в 180 раз соответственно больше при сжигании ПУТ в отличие от технологии работы с ПГ (табл.1, 2). При сопоставимом массовом выходе горновых газов на 1 кг топливной добавки объёмный выход горновых газов на 1 кг ПУТ в ~2,5 раза больше, в сравнении со сжиганием ПГ. Пылеугольное топливо имеет в 300 ÷ 500 раз большую плотность, чем природный газ. В газотранспортной системе плотность ПУТ перед подачей на фурменный прибор может изменяться в 2 и более раза.

Таблица 1. Дутьевой и газодинамический режим работы ДП № 4 ПАО «ММК им. Ильича» с использованием ПУТ и природного газа при сопоставимом производстве чугуна ~3350 т/ сут.

Наименование параметра	ПУТ	ПГ	Примечания
Производ-сть печи, $т_{чуг}$/сутки	3100 ÷ 3600		сопоставимо
Расход топливной добавки и выход газов от ее сжигания:			
массовый расход, т/час	18 ÷ 22	7 ÷ 8	ПУТ в 2,7 раза > ПГ
объемный расход, $м^3$/час	50 ÷ 65	11100 ÷ 12200	ПУТ в 200 раз < ПГ
объемный выход горновых газов, тыс. $м^3$/час	267,5 ÷ 293,8	300,9 ÷ 316,7	сопоставимо
Удельный выход дымовых газов при сжигании топливной добавки:			
объемный на 1кг топливной добавки, $м^3$/кг	12,6 ÷ 15,1	38,6 ÷ 41,7	ПГ в 2,9 раза > ПУТ
объемный на 1$м^3$ топливной добавки, $м^3/м^3$	4416 ÷ 5300	25,5 ÷ 27,6	ПУТ в 180 раз > ПГ
Азот на транспортировку ПУТ и охлаждение копья, $м^3$/час	300 ÷ 400	Нет	
Давление ПУТ И ПГ, ати	15 ÷ 16	5 ÷ 6	ПУТ в 3 раза > ПГ
Удельный расход топливной добавки на 1 $м^3$ кислорода:			
объемный к суммарному расходу кислорода, $м^3/м^3$	0,0011 ÷ 0,0013	0,21 ÷ 0,22	ПУТ в 180 раз < ПГ по объему
массовый к суммарному расходу кислорода, $кг/м^3$	0,38 ÷ 0,44	0,14 ÷ 0,15	ПУТ в 2,9 раза > ПГ по массе
Теоретическая температура горения по результатам расчета ИЧМ, ^{0}C	2022 ÷ 2070	2060 ÷ 2095	при ПУТ в среднем на 30 ^{o}C ниже, чем ПГ
Рудная нагрузка на кокс, т/т	3,0 ÷ 3,5	3,4 ÷ 3,5	ПУТ в 1,1 > ПГ
Дутьевой режим и газодинамические параметры в печи:			
объемный расход дутья, $м^3$/мин	3460 ÷ 3760	3750 ÷ 3930	сопоставимо
температура дутья, ^{0}C	1005 ÷ 1080	1070 ÷ 1080	сопоставимо
давление горячего дутья, ати	2,2 ÷ 2,4	2,3 ÷ 2,5	сопоставимо
давление под колошником, ати	1,1 ÷ 1,2	1,1 ÷ 1,3	ПУТ на 10% < ПГ
концентрация O_2 в дутье, %	22,1 ÷ 23,1	22,4 ÷ 22,9	сопоставимо
Химический состав колошникового газа:			
Содержание CO_2, %	14,3 ÷ 15,9	15,1 ÷ 16,1	при ПУТ < на 1%
Содержание CO, %	24,4 ÷ 25,2	23,6 ÷ 24,4	при ПУТ > на 1%
Содержание H_2, %	4,5 ÷ 5,5	5,0 ÷ 6,6	при ПУТ < на 1%

Таблица 2. Дутьевой и газодинамический режим работы ДП № 1 ПАО «АМК» с использованием ПУТ и природного газа при сопоставимом производстве чугуна ~5500 т / сутки.

Наименование параметра	ПУТ	ПГ	Примечания
Производительность ДП, т/сут.	5000 ÷ 6000		сопоставимо
Расход топливной добавки и выход газов от ее сжигания:			
массовый расход, т/час	30 ÷ 40	11 ÷ 13	ПУТ в 3 раза > ПГ по массе
объемный расход, $м^3$/час	90 ÷ 120	16810 ÷ 19845	ПУТ в 170 раз < ПГ по объему
объемный выход горновых газов, тыс. $м^3$/час	359,7 ÷ 391,9	376,9 ÷ 418,3	сопоставимо
Удельный выход дымовых газов при сжигании топливной добавки:			
массовый на 1 кг топливной добавки, кг/кг	2,3	2	сопоставимо
объемный на 1 кг топливной добавки, $м^3$/кг	1,7	4,2	ПГ в 2,5 раза > сем ПУТ
объемный на 1 $м^3$ топливной добавки, $м^3/м^3$	510	3	ПУТ в 170 раз > ПГ
Азот на транспортировку ПУТ и охлаждение копья, $м^3$/час	3330 ÷ 3500	нет	
Давление ПУТ И ПГ, ати	15 ÷ 16	5 ÷ 6	ПУТ в 3 раза > ПГ
Удельный расход топливной добавки на 1 $м^3$ кислорода:			
объемный к суммарному расходу кислорода, $м^3/м^3$	0,0013 ÷ 0,0014	0,23 ÷ 0,25	ПУТ в 175 раз < ПГ по объему
массовый к суммарному расходу кислорода, кг/$м^3$	0,41 ÷ 0,5	0,15 ÷ 0,17	ПУТ в 2,8 раза > ПГ по массе
Теоретическая температура горения:			
по данным тех.отчета комбината, ^{0}C	2088 ÷ 2136	2115 ÷ 2175	при ПУТ в среднем на 30 оС ниже, чем ПГ
по результатам расчета ИЧМ, ^{o}C	2073 ÷ 2092	2109 ÷ 2155	при ПУТ в среднем на 35 оС ниже, чем ПГ
Рудная нагрузка на кокс, т/т	4,3 ÷ 4,6	3,6 ÷ 3,7	ПУТ в 1,2 раза выше, чем при ПГ
Дутьевой режим и газодинамические параметры в печи:			
объемный расход дутья, $м^3$/мин	4525 ÷ 4835	4550 ÷ 4995	сопоставимо
температура дутья, ^{0}C	1078 ÷ 1117	1072 ÷ 1131	сопоставимо
давление горячего дутья, ати	2,3 ÷ 2,9	2,7 ÷ 3,1	ПУТ на 10% меньше, чем ПГ
давление под колошником, ати	0,8 ÷ 1,3	1,3 ÷ 1,5	ПУТ на 30% меньше, чем ПГ
концентрация кислорода в дутье, %	24,7 ÷ 25,9	24,7 ÷ 25,3	сопоставимо
Химический состав колошникового газа:			
Содержание CO_2, %	20,81 ÷ 21,93	22,76 ÷ 23,76	при ПУТ < на 2%
Содержание CO, %	23,83 ÷ 24,94	18,78 ÷ 19,74	при ПУТ > на 5%
Содержание H_2, %	2,89 ÷ 3,41	5,71 ÷ 6,37	при ПУТ < на 3%

При работе с ПУТ содержание H_2 в колошниковом газе уменьшилось на ~3%, CO_2 уменьшилось на ~2%, а CO увеличилось на ~5% при сопоставимом расходе дутья.Сравнение периодов работы ДП № 1 ПАО «АМК» и ДП № 4 ПАО «ММК им. Ильича» с ПГ и ПУТ при сопоставимом производстве показало, что массовый расход ПУТ в ~3 раза больше расхода ПГ, в то время как объёмный расход в 170÷180 раз меньше. Теоретическая температура горения уменьшилась в среднем на 35^0C в сравнении с технологией работы с ПГ.

Объём вдуваемого пылеугольного топлива существенно меньше, чем объём подаваемого природного газа, при этом объем горновых газов, образованных при сжигании этих топлив в единицу времени соизмерим. Так, на 1 $м^3$ топливной добавки объёмный выход горновых газов на ДП № 1 ПАО «АМК» и ДП №4 ПАО «ММК им. Ильича» в 170 и в 180 раз соответственно больше при сжигании ПУТ в отличие от технологии работы с ПГ. При сопоставимом массовом выходе горновых газов на 1 кг топливной добавки объёмный выход горновых газов на 1 кг ПУТ в ~2,5 раза больше, в сравнении со сжиганием ПГ.

Пылеугольное топливо имеет в 300 ÷ 500 раз большую плотность, чем природный газ. В газотранспортной системе плотность ПУТ перед подачей на фурменный прибор может изменяться в 2 и более раза. Давление потока ПУТ при подаче в фурменную зону в 3 раза больше, чем давление природного газа. При работе с ПУТ содержание H_2 в колошниковом газе уменьшилось на ~3%, CO_2 уменьшилось на ~2%, а CO увеличилось на ~5% при сопоставимом расходе дутья.

Увеличение объёма горновых газов при сжигании ПУТ и изменение его химического состава, в сравнении с ПГ, а также колебание плотности потока ПУТ может приводить к возникновению таких явлений, как пульсации, что вводит дополнительные возмущения в доменную плавку и может отрицательно влиять на ровность хода доменной печи. Этот вопрос является предметом дальнейших исследований.

Параметр, характеризующий температурный потенциал фурменной зоны, которым руководствуются при ведении доменной плавки, является теоретическая температура горения топлива в фурменных очагах доменной печи [10-13].

На сегодняшний день в доменном производстве Украины нет единой методики расчета температуры горения в фурменном очаге и учета влияния на нее химического состава ПУТ, который, в отличие от природного газа, изменяется в широких пределах по содержанию углерода, серы, золы и летучих [7,14,15]. Это затрудняет оценку влияния температурного потенциала фурменных газов на показатели работы доменных печей с применением ПУТ разных комбинатов.

Для условий работы ДП № 1 ПАО «АМК» (табл.3.) ниже приведен расчет зависимости теоретической температуры при применении разных марок углей по модели ИЧМ НАНУ (табл.4.) [16].

Таблица 3. Состав и параметры дутья на ДП №1 ПАО «АМК» и ДП №4 ПАО «ММК им. Ильича»

Параметры	ДП №1 ПАО «АМК»	ДП №4 ПАО «ММК им. Ильича»
Дутьевые параметры:		
Расход дутья, $м^3$/мин.	4546	3660
Температура горячего дутья, ^0C	1115	1087
Содержание кислорода в дутье, %	24,5	22,74
Давление дутья, ати	2,5	2,4
Расход ПУТ, т/час	36	20
Содержание влаги в дутье, $г/м^3$	5,1	4,8
Количество фурм	28	24
$T_{теор}$, ^oC	2077	2075
Химический состав ПУТ из углей марки СС, содержание		
С в ПУТ, %	83,92	83,92
H_2в ПУТ, %	4,74	4,74
O_2в ПУТ, %	3,52	3,52
N_2 в ПУТ, %	2,25	2,25
золы в ПУТ, %	5,39	5,39
серы в ПУТ, %	0,18	0,18
летучих в ПУТ, %	19,84	19,84

Таблица 4. Химический состав углей различных марок

Марка угля	Состав сухой массы, %						
	Углерод	Водород	Кислород	Сера	Влага	Азот	Зола
Бурый Б	56,1	3,3	18,5	0,3	0,0	0,9	20,9
Д	62,1	4,4	10,4	3,9	0,0	1,2	17,9
Г	66,2	4,2	6,6	3,5	0,0	1,0	18,5
Ж	67,5	4,0	4,3	2,9	0,0	1,1	20,1
К	70,5	3,8	2,5	2,9	0,0	1,1	19,1
Тощ	73,7	3,3	1,1	2,7	0,0	1,1	18,0
ПА	75,7	2,9	1,5	2,0	0,0	1,0	16,9
АШ	75,9	1,5	2,0	1,8	0,0	0,8	18,0
АП, Ак	88,6	1,6	1,1	1,8	0,0	0,9	6,0
СС*	81,8	3,9	5,5	0,3	0,0	1,3	7,3
А*	80,6	4,3	6,2	0,3	0,0	1,4	7,3
ГГ*	73,6	6,9	9,7	0,3	0,0	2,3	7,3
ДГ*	82,7	3,6	5,0	0,3	0,0	1,2	7,3

* - состав ПУТ по данным ПАО «АМК» и ПАО «ММК им. Ильича»

Уравнение для расчета теоретической температуры горения имеет вид [16]:

$$T_{ФО} = \frac{Q_К + Q_Т + Q_{ТК} + Q_{ТД} + Q_{ДТ} - Q_{ВД}}{\Sigma V_{Гi} C_i^{tФ}}$$

В данное выражение входят: $Q_К$ – приход тепла от сжигания кокса, кДж; $Q_Т$– приход тепла от сжигания дополнительного топлива, кДж; $Q_{ТК}$ – теплосодержание кокса, поступающего на фурмы, кДж; $Q_{ТД}$ – теплосодержание горячего дутья, кДж; $Q_{ДТ}$ – теплосодержание дополнительного топлива, кДж; $Q_{ВД}$ – расход тепла на разложение влаги дутья, кДж; $V_{Гi}$ – объем, занимаемый компонентами горнового газа, м$^{3;}$ $C_i^{tФ}$ – средняя теплоемкость компонентов горнового газа, кДж/м^3.

Приход тепла от сжигания пылеугольного топлива рассчитывался по формуле Менделеева:

$$Q_{ТД} = 24{,}6C^{р} - 43H^{р} - 26O^{р} + 7S^{р} - 16{,}5W^{р},$$

где $C^{р}$, $H^{р}$, $O^{р}$, $S^{р}$, $W^{р}$ обозначают соответственно массовое содержание углерода, водорода, кислорода, серы и влаги в топливе [17].

Расход необходимого количества кислорода на сжигание пылеугольного топлива производиться по формуле, учитывающей химический состав ПУТ [17]:

$$F_{O_2} = 0.01\left(1.33C^{р} + 8H^{р} - O^{р} + S^{р}\right)$$

На рис.2 представлены результаты сравнения этих расчетов с результатами расчета теоретической температуры, которые получены по формулам ПАО «АМК», ПАО «ММК им. Ильича», и линейному уравнению, предложенному Ю.А.Приходько [15,16].

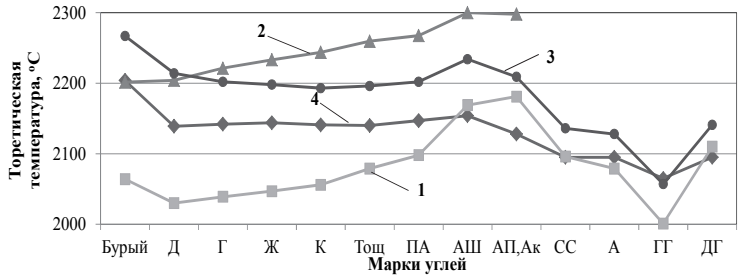


Рис.2. Изменение теоретической температуры горения топлива от состава ПУТ

1 – по балансовой теплоэнергетической модели фурменной зоны, 2 – по методике расчета Ю.А. Приходько, 3 – по модели расчета на ПАО «ММК им. Ильича», 4 – по модели расчета на ПАО «АМК»

Выполненные исследования показали, что расчетная величина теоретической температуры горения может отличаться на 100^0С и не

может быть использована для анализа отличий в тепловой работе доменных печей разных комбинатов. Наибольшее влияние на значение теоретической температуры оказывает содержание углерода и водорода в топливе. Так, увеличение содержания углерода и водорода на 1% увеличивает на 10^0С и уменьшает на 35^0С теоретическую температуру соответственно. Влияние остальных химических элементов менее значительное – увеличение содержания кислорода, азота, серы и золы увеличивают теоретическую температуру в среднем на 1–2^0С на 1% содержания элемента (рис.3). Отдельными точками на графиках приведено значение теоретической температуры при работе доменных печей на ПУТ марки «СС».

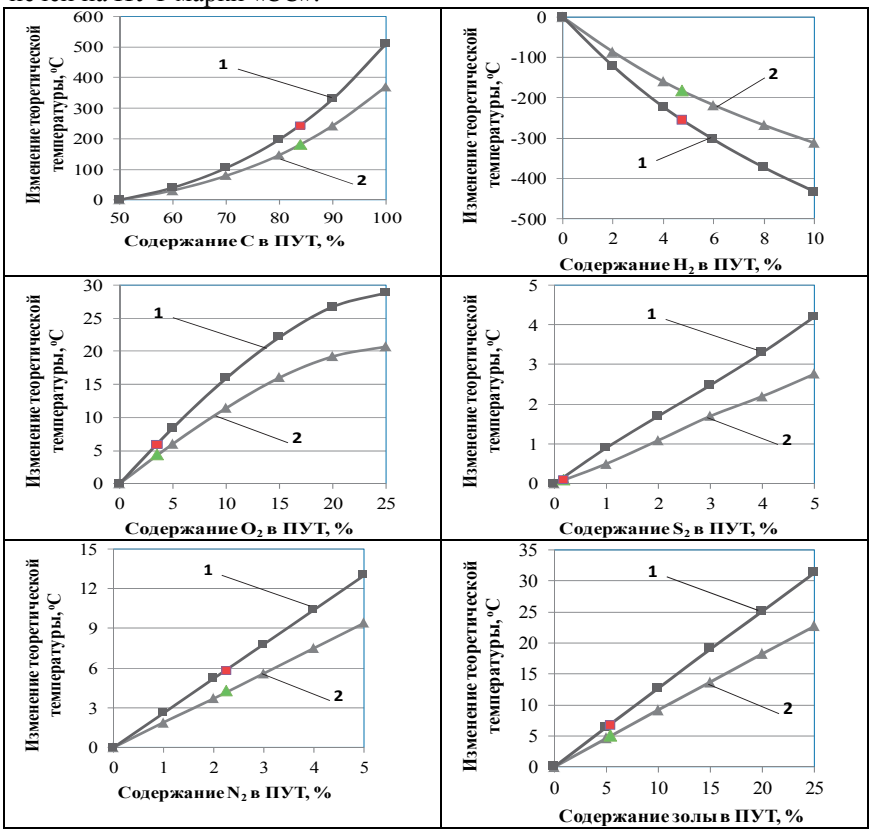


Рис.3. Влияние химического состава ПУТ на теоретическую температуру горения 1 – ДП № 4 ПАО «ММК им. Ильича», ▲ – значение $T_т$ для ПУТ марки СС; 2 – ДП №1 ПАО «АМК», ■ – значение $T_т$ для ПУТ марки СС

Заключение

Освоение доменной плавки с использованием пылеугольного топлива и увеличение эффективности использования природного газа требует развития теоретической и практической базы, описывающей процесс сжигания топлива в доменной печи, с учетом современных технических решений его подачи в горн через фурменные приборы.

Сопоставительный анализ работы доменных печей, имеющих одинаковую производительность при вдувании ПУТ и природного газа, показал, что при сжигании ПУТ можно ожидать увеличение пульсаций, так как объем газов, выделяемых от сжигания пылеугольного топлива, отличается от аналогичных условий при сжигании ПГ в 170 раз, а плотность ПУТ в газотранспортной системе перед подачей на фурменный прибор может изменяться в 2 и более раза. Можно ожидать увеличение неполноты сжигания топливной добавки, так как отношение массового расхода ПУТ на кубометр кислорода (кг/м^3) почти в ~2,5 раза больше чем объемный расход ПГ на эту же величину кислорода (м^3/м^3).

Выполненные исследования показали, что на металлургических комбинатах Украины нет единой методики расчета теоретической температуры горения в фурменной зоне доменной печи и, как следствие, ее расчетная величина может отличаться на 100^{0}С и не может быть использована для анализа отличий в тепловой работе доменных печей разных комбинатов.

В процессе исследования установлены отличительные особенности подачи топливных добавок и тепловой работы фурменных очагов при сжигании ПУТ и природного газа. Уточнена методика расчета и установлено влияние химического состава ПУТ на температуру фурменной зоны доменной печи и расход кислорода на его сжигание. Показана степень влияния содержания химических компонентов в топливе на значение теоретической температуры. Наиболее сильное влияние на значение теоретической температуры оказывает содержание углерода и водорода в топливе.

1. *Освоение* работы доменной печи, полезным объемом 3000 м^3, с применением пылеугольного топлива / В.И.Большаков, А.Л.Чайка, В.В.Лебедь и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2012. – № 4. – С.36-40.
2. *Опыт* и перспективы применения пылеугольного топлива на доменных печах Украины / В.И.Большаков, А.Л.Чайка, В.В.Лебедь, А.А.Сохацкий // Металл и литье Украины. – 2013. – № 10. – С. 5-10.
3. *Тепловая* работа и перспективные конструкции шахты и металлоприемника доменной печи при применении пылеугольного топлива / В. И. Большаков, А. В. Бородулин, А. Л. Чайка, В. В. Лебедь, А. А. Сохацкий, Г. В. Панчоха // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2014. – № 3.
4. *Влияние* технологии применения пылеугольного топлива на показатели тепловой работы доменной печи, полезным объемом 3000 м^3

/ В.И.Большаков, А.Л.Чайка, В.В. Лебедь, А.А.Сохацкий, А.А.Жеребецкий, В.Н.Дементьев // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. − 2014. − Вып. 29. − С. 31 – 40.

5. *Опыт* и перспективы применения пылеугольного топлива в доменном производстве Украины / В.И.Большаков, А.Л.Чайка, В.В.Лебедь, А.А.Сохацкий // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2015. – № 2. – С. 6-11.
6. *Разработка* и промышленые испытания эффективных узлов ввода пылеугольного топлива и природного газа в фурменные приборы доменной печи / Приходько Ю.А., Товаровский И.Г., Можаренко Н.М., Касаткин А.А. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сборник научных трудов ИЧМ, Киев:Наукова думка, 1995, вып. 1.
7. *Промышленная* технология вдувания пылеугольного топлива в горн доменной печи.// Приходько Ю.А., Ульянов А.Г., Носков В.А., Касаткин А.А.// Черная металлургия. Наука – технология – производство. Тематический сборник научных трудов ИЧМ под ред. И.Г. Узлова// М.:Металлургия, 1989
8. *Товаровский Й.Г., Лялюк В.П.* Эволюция доменной плавки. – Днепр. «Пороги», 2001. – 424 с.
9. *Динамика* горения пылевидного топлива / Т.В.Виленский, Д.М.Хзмалян // – М.: Энергия, 1977.-248с.
10. *Домна* в энергетическом измерении / А.В.Бородулин, А.Д.Горбунов, Г.И.Орел, В.И.Романенко и др. – Кривой Рог: Издательство СП «Мира» – 2004г. – 436 с.
11. *Топливо* и топливное хозяйство металлургических заводов / И.Д.Семикин, С.И.Аверин, И.И.Радченко – М.: Металлургия, 1965. – 391 с.
12. *Рамм А.Н.* Современный доменный процесс. – М.: «Металлургия», 1980. – 304 с.
13. *Металлургия* чугуна. / Е.Ф.Вегман, Б.Н.Жеребин, А.Н.Похвиснев и др. – М.: Металлургия, 1989. – 512 с.
14. *Расчет* теоретической температуры горения в горне доменной печи при вдувании пылеугольного топлива / С.А.Анищенко, А.А.Томаш, В.П.Кравченко // Вісник Приазовського державного технічного університету : зб. наукових праць. – Сб.трудов ПДТУ. – Маріуполь, 2010. – Вип. 20. – С.25-28.
15. *Приходько Ю.А.* К вопросу о целесообразных режимах комбинированого дутья с использованием пылеугольного топлива // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1983 – № 3(129). – С.5-7.
16. *Аналитические* исследования процессов в фурменной зоне и их приложения / А.Л.Чайка, А.Л.Ручаевский, А.В.Лычев, А.П.Васильев, А.Г.Байбуз // Черные металлы. Материалы конференции к 100 летию А.Н. Рамма. – 2003. – №12. – С.8-13.
17. *Равич М.Б.* Топливо и эффективность его использования // М.: Наука, 1971. – 358 с.

Статья рекомендована к печати
Докт.техн.наук А.В.Бородулиным

О.Л.Чайка, В.Ю.Шостак, О.А.Сохацький, Д.М.Мірошниченко, В.І.Діментьєв

Особливості тепло-газодинамічної роботи фурменої зони доменної печі при вдуванні в горн пиловугільного палива та природного газу

Метою роботи є дослідження особливостей тепло-газодинамічної роботи фурменої зони доменної печі при переході від технології використання природного газу до технології з застосуванням пиловугільного палива (ПВП). Встановлено відмінності подачі паливних домішок та теплової роботи фурмених вогнищ при спалюванні ПВП і природного газу. Встановлено залежність температурного потенціалу горнових газів при спалюванні пиловугільного палива та теоретичної температури фурменої зони від хімічного складу ПВП. Найбільш сильний вплив на значення теоретичної температури надає вміст вуглецю і водню у паливі.

Ключові слова: доменна піч, фурмена зона, паливна добавка,, пиловугільне паливо, теоретична температура

A. L. Chauka, V. Yu. Shostak, A. A. Sokhatskii, D. N. Miroshnichenko, V. I. Dimentev

Features thermal gas-dynamic operation of the blast furnace tuyere zone by blowing into the furnace of pulverized coal and natural gas

The aim is to study the characteristics of the heat-gas-dynamic operation of the blast furnace tuyere zone in the transition from technology using natural gas to coal injection technology (PCI). Fuel additives and thermal work tuyere pockets differences established by burning pulverized coal and natural gas. The temperature dependence of the potential gas hearth is installed by burning pulverized coal with different chemical composition. The strongest influence on the value of the theoretical temperature has content of carbon and hydrogen in the fuel.

Keywords: blast furnace, the blast zone, the fuel additive, pulverized coal, the theoretical temperature

УДК 669.162.212:662.2/9

А.Л.Чайка, В.В.Лебедь, А.А.Жеребецкий, К.С.Цюпа, С.В.Гоман[1)], А.П. Фоменко[1)]

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИИ С ПРИМЕНЕНИЕМ ПЫЛЕУГОЛЬНОГО ТОПЛИВА НА РАЗГАР ФУТЕРОВКИ И ТЕПЛОВУЮ РАБОТУ ПЕРИФЕРИЙНОЙ ЗОНЫ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ № 4 ОАО «ЗАПОРОЖСТАЛЬ»

Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины
ОАО «Запорожсталь»[1)]

Целью работы является анализ динамики разрушения футеровки доменной печи во взаимосвязи с показателями тепловой работы и технологическим режимом доменной плавки. Установлено, что увеличение расхода вдуваемого пылеугольного топлива, содержания серы и золы в его составе оказывает негативное воздействие на разгар футеровки и образование гарнисажа в шахте доменной печи. Благоприятное влияние на образование гарнисажа внизу шахты и уменьшение тепловых потерь в системе охлаждения оказывает: перераспределение газового потока от периферии к оси печи; уменьшение основности агломерата и уменьшение содержания окатышей в шихте; применение ильменитовой руды; уменьшение содержания кремния в чугуне; увеличение расхода дутья.

Ключевые слова: доменная печь, пылеугольное топливо, разгар футеровки, гарнисаж, тепловые потери

Современное состояние вопроса. Современная технология доменной плавки представляет собой сложную систему, которая включает различные мероприятия и меры, направленные на увеличение экономичности, надежности и производительности доменных печей. Тепловые нагрузки, действующие на ограждение доменной печи, оказывают ключевое влияние на ресурс работы шахты, разрушение футеровки и холодильников, сход и образование гарнисажа [1-9].

В отечественном доменном производстве автоматизированный контроль тепловых потерь и температуры футеровки использовался, как правило, для контроля разгара футеровки металлоприемника. Исключение составляют работы П. Г. Васильева по автоматизированному контролю разгара футеровки шахты на комбинатах «Азовсталь» и «Запорожсталь» в 80-х и 90-х годах прошлого века.

За рубежом автоматизированному контролю тепловых нагрузок на систему охлаждения традиционно уделялось больше внимание [8]. Эти разработки активно начали внедрять зарубежные фирмы при реконструкции старых и строительстве новых печей на постсоветском пространстве, начиная с 2000-х годов в России на ОАО «Северсталь», ОАО «Новолипецкого металлургического комбината» («НЛМК»). Исключение составляет доменная печь №6 ОАО «НЛМК», на которой

специалистами комбината установлен и используется для выявления расстройств в тепловой работе печи автоматизированный контроль тепловых потерь в системе охлаждения шахты и заплечиков [9].

Особенно актуально вопрос о необходимости реализации на доменных печах Украины средств автоматизированного контроля тепловой работы периферийной зоны доменной печи стал при освоении технологии доменной плавки с ПУТ из-за неудовлетворительного ресурса работы заплечиков и нижних рядов холодильных плит шахты [4-5].

Целью работы является анализ динамики разрушения футеровки доменной печи во взаимосвязи с показателями тепловой работы и технологическим режимом доменной плавки.

Основные результаты исследования. В 2014 году на доменной печи № 4 ОАО «Запорожсталь» объемом 1513 м^3 реализована система автоматизированного контроля тепловой работы и разгара футеровки шахты (САК «Шахта»), что перспективно отличает ДП №4 от других печей Украины, перешедших на технологию работы с ПУТ. САК «Шахта» входит в состав АСУ ТП ДП № 4 и в режиме реального времени с начала кампании печи (август 2014 г.) контролирует разгар футеровки, образование гарнисажа и тепловые нагрузки на холодильники шахты доменной печи. В работе принимали участие от ОАО «Запорожсталь»: С.Е.Сафонов, М.Б.Болотов, А.В.Пивень, В.Бублей От ИЧМ НАНУ: А.В.Бородулин, Е.Ю.Шумельчик, А.А.Сохацкий, Б.В.Корнилов, В.Ю.Шостак.

В ходе капитального ремонта были внесены изменения в конструкцию шахты (охлаждения шахты до колошника) и использование новых огнеупорных материалов. В частности низ шахты был футерован огнеупорным торкретбетоном фирмы «Beck u.Kaltheuner» при помощи ручных распылителей, и был разделен на две зоны с разной теплопроводностью огнеупорного материала (схема доменной печи представлена на рис.1):

- низ шахты, распар и заплечики (отметки высоты от +14,030 до +23,400 м) выполнены из бетона марки «Bekafix VH 9 Shot» с теплопроводностью от 3,29 Вт/мК при 1000 ^{o}C до 4,35 Вт/мК при 300 ^{o}C;
- верх шахты до отметки +27,400 из бетона марки «Bekafix 57 Shot» с теплопроводностью от 1,95 Вт/мК при 800 ^{o}C до 2,12 Вт/мК при 400 ^{o}C.

Толщина слоя торкретбетона по проекту увеличивается снизу вверх шахты в пределах от 356 мм до 535 мм. Верх шахты от отметки +27,400 футерован шамотным кирпичом толщиной кладки в 690 мм.

Для охлаждения печи используются чугунные вертикальные плитовые холодильники, работающие в системе испарительного охлаждения (СИО) внизу шахты, в распаре и заплечиках, и охлаждаемые технической водой вверху шахты выше отметки +27,400 м. Вверху шахты холодильники имеют опорные водоохлаждаемые зубья для удержания огнеупорной кладки.

Основные технологические показатели работы доменной печи № 4 текущей кампании приведены в таблице 1.

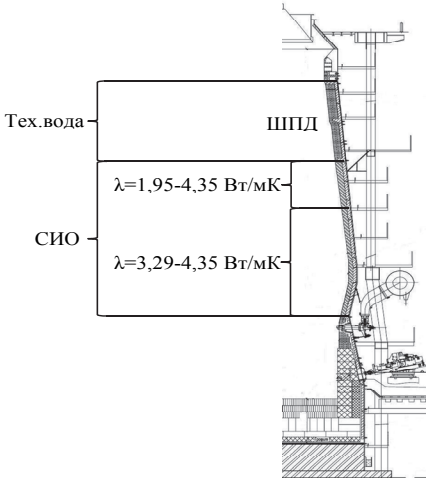


Рис.1. Схема системы охлаждения и футеровки ДП № 4 ОАО «Запорожсталь»

Таблица 1. Технологические показатели работы доменной печи № 4 ОАО «Запорожсталь» по данным за 2014-2015 гг.

Показатели	**Значения показателя**
Вид выплавляемого чугуна	передельный
Годовой объем производства, тыс. т	1120
Среднесуточная производительность, т/сутки	3000-3700
Вынос уловленной колошниковой пыли кг/т чугуна	15-20
Удельный расход кокса (сухой скиповый), кг/т	320-450
Рудная нагрузка, т/т кокса	4,5-5,0
Расход ПУТ, кг/т чуг	170-200
Содержание в чугуне, % : Si	0,43-0,96
Mn	0,04-0,23
S	0,01-0,04
P	0,05-0,07
C	4,35-4,44
Fe	94,26-95,12
Содержание в шлаке, % SiO_2	39,7-40,89
Al_2O_3	7,14-8,15
CaO	45,56-48,33
MgO	3,17-6,09
MnO	0,1-0,16
FeO	0,21-0,28
S	0,59-0,72
Основность шлака, CaO/SiO_2	1,14-1,19

Результаты работы САК «Шахта» на ДП № 4 подтвердили, что технология доменной плавки с ПУТ оказывает наибольшее влияние на ресурс работы низа шахты [10]. Применение пылеугольного топлива обусловило износ футеровки низа шахты и распара. Вследствие этого произошел выход из строя точек контроля системы на указанных элементах печи (распар, отметка 18,685 м) через 4 месяца от начала эксплуатации и через 6 месяцев (низ шахты, отметка 21,500 м) 2015 г.

Динамика разгара футеровки и образования гарнисажа в шахте ДП №4 с начала компании печи показана на рис.2. Результаты расчета разгара футеровки от распара (16,855 м) до 9-го ряда холодильников шахты (27,400 м) показали, что за год эксплуатации, с августа 2014 г. до начала сентября 2015 г., объем футеровки уменьшился на ~72% – с 129 м^3 до 36,4 м^3.

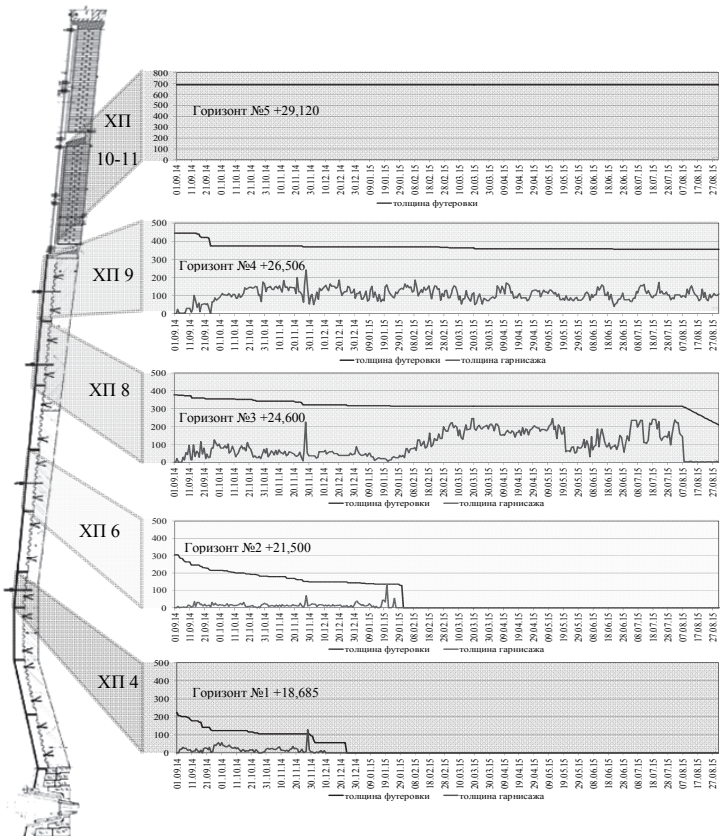


Рис.2. Динамика разгара футеровки и образования гарнисажа на ДП № 4 ОАО «Запорожсталь»

Наиболее заметное влияние на разрушение футеровки на нижних горизонтах шахты в первые четыре месяца от задувки ДП № 4 после капремонта оказывала технология доменной плавки с применением ПУТ (рис.3). За первые 4 месяца эксплуатации на четвертом ряду холодильных плит (+18,685 м) футеровка практически полностью разрушилась. На 6-м ряду холодильных плит (+21,500 м) футеровка вышла из строя спустя 5 месяцев.

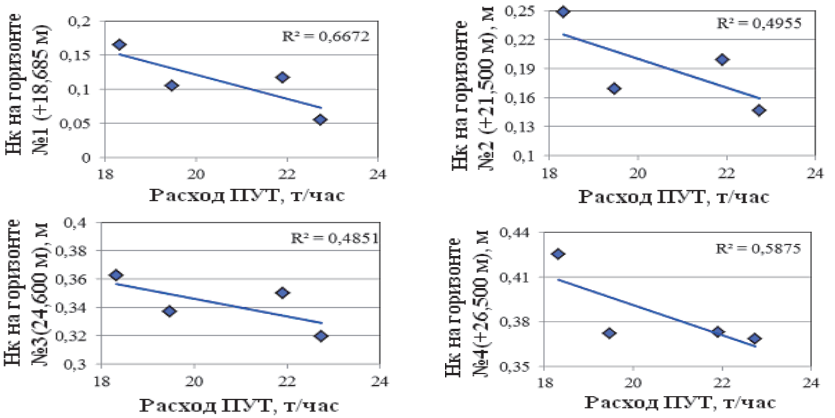


Рис.3. Влияние технологии доменной плавки с применением ПУТ на остаточную толщину футеровки (Нк) на различных горизонтах ДП№ 4 в первые четыре месяца от задувки.

Влияние расхода ПУТ на разрушение футеровки усиливается с увеличением содержания серы и золы в ПУТ (рис.4). Это корреспондируется с результатами исследований ИЧМ НАНУ, которые показали, что для улучшения технико-экономических показателей доменной плавки необходимо стремится к увеличению содержания углерода и водорода в ПУТ [11].

Из графиков на рис. 4 видно, что степень влияния химического состава ПУТ на износ футеровки увеличивалась в направлении от нижних рядов холодильных плит шахты к фурменной зоне печи. Это может быть связано с формированием при сжигании ПУТ в фурменной зоне газового потока с включением серы и компонентов из золы кокса (SiO_2 и другие), которые препятствуют образованию гарнисажа и способствуют процессам термохимического разрушения футеровки.

Сохранению футеровки внизу шахты способствует работа с низкой теоретической температурой (рис.5). Теоретическая температура рассчитывалась по формуле ИЧМ НАНУ с учетом химического состава ПУТ [12].

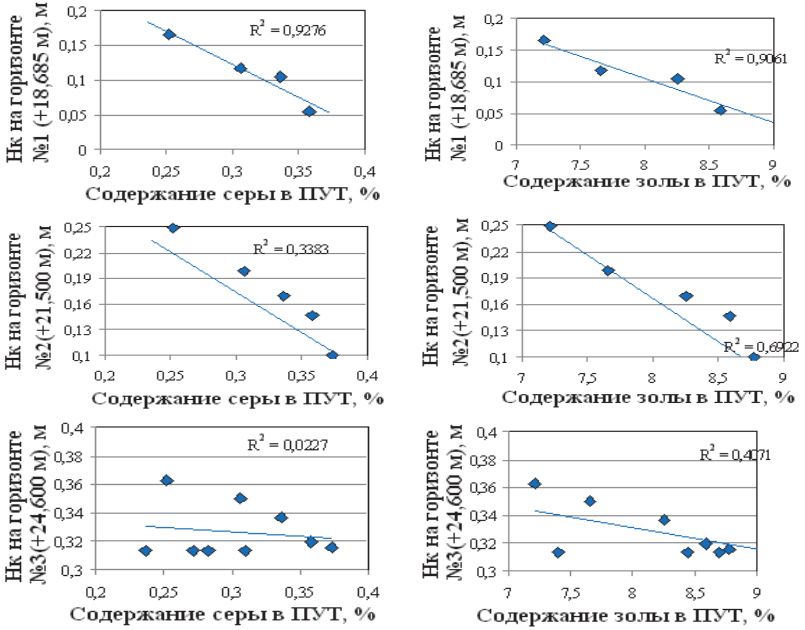


Рис.4. Взаимосвязь содержания серы и золы в ПУТ и остаточной толщины футеровки (Нк) на различных горизонтах по среднемесячным данным от начала кампании ДП №4 до полного или частичного ее разрушенияна

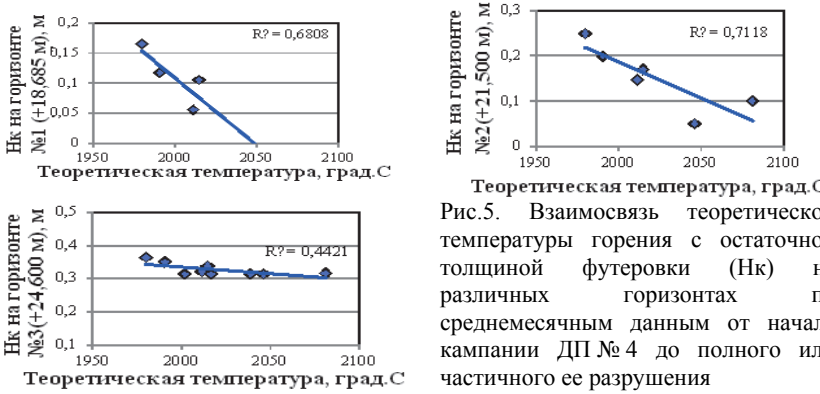


Рис.5. Взаимосвязь теоретической температуры горения с остаточной толщиной футеровки (Нк) на различных горизонтах по среднемесячным данным от начала кампании ДП № 4 до полного или частичного ее разрушения

В условиях работы ДП № 4 уменьшение теоретической температуры способствует не только сохранению футеровки, но и уменьшению расхода кокса (рис.6). Взаимосвязь между величиной теоретической температуры горения и производством чугуна не наблюдается.

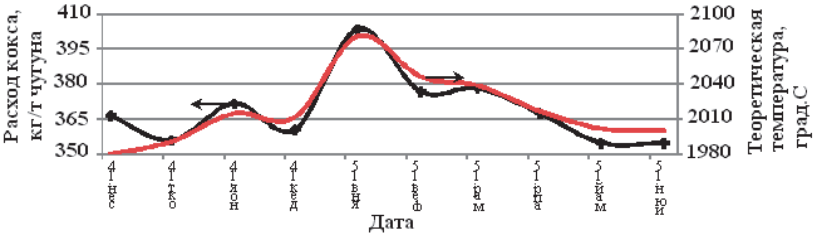


Рис.6. Динамика изменения теоретической температуры горения и расхода кокса по данным тех.отчета

По мере отдаления уровня футеровки от фурменных очагов вверх к колошнику, износ футеровки уменьшался вплоть до отсутствия ее износа в районе 10-11-х рядов холодильных плит (рис.2). Минимальный износ футеровки на 10-11 рядах холодильных плит может быть связан с конструктивными особенностями шахты (футеровка «зажата» между выступами – «зубьями» холодильных плит), а также ее удаленности от фурменных очагов и вязко-пластичной зоны.

Результаты исследований показали, что образованию гарнисажа на ДП №4 способствует применение агломерата с пониженной основностью и соответствующее уменьшение доли окатышей в шихте (рис.7).

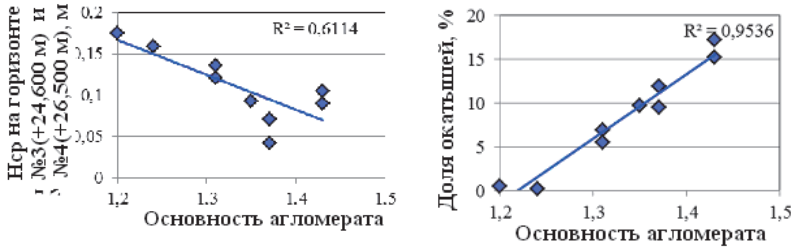


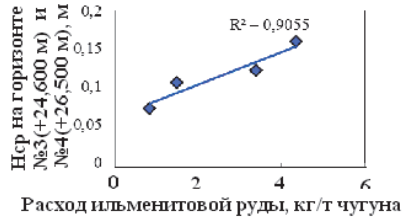
Рис.7. Взаимосвязь средней толщины гарнисажа (Нср) на различных горизонтах и доли окатышей в шихте основностью агломерата

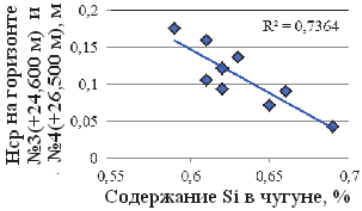
Также благоприятное влияние на образование гарнисажа внизу шахты ДП № 4 оказывает применение ильменитовой руды, уменьшение содержания кремния в чугуне и увеличение расхода дутья (рис.8).

Разгар футеровки оказал наиболее существенное влияние на величину тепловых потерь в испарительной системе охлаждения печи (рис.9) и на расход кокса на их покрытие (рис.10). С увеличением разгара футеровки увеличились тепловые потери в системе испарительного охлаждения печи с 1-2 до 8 МВт и расход кокса на их покрытие с 8 до 15 кг/т чугуна.

Общие тепловые потери печи увеличились с ноября 2014 года по начало сентября 2015 года с 15 до 18 МВт в период активного разгара

футеровки (август 2014 – февраль 2015). Расход кокса на их покрытие в тот же период увеличился с 17 до 22 кг/т чугуна (рис.11).





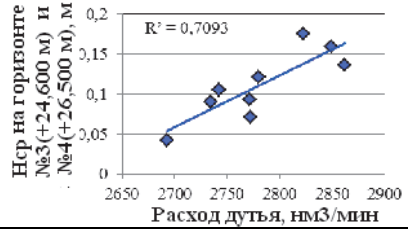


Рис.8. Взаимосвязь средней толщины гарнисажа (Нср) на различных горизонтах с расходом ильменитовой руды, дутья, и содержанием Si в чугуне

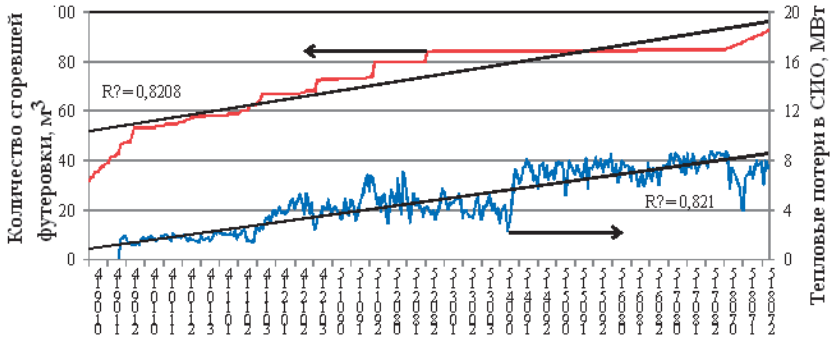


Рис.9. Динамика разгара футеровки шахты (с отметки +16,855 до отметки +27,400 м.) и тепловых потерь в системе испарительного охлаждения (СИО) ДП № 4 ОАО «Запорожсталь»

С января 2015 года, после разрушения значительной части футеровки на нижних горизонтах шахты, наблюдается тенденция к тесной взаимосвязи между распределением газового потока по радиусу ДП № 4, тепловыми потерями в системе охлаждения и расходом кокса на их покрытие. С увеличением отношения температуры периферии к температуре в газоотводах (перераспределение газового потока к периферии) с 15 апреля 2015 года увеличились тепловые потери в системе охлаждения печи и расход кокса на их покрытие до 5 кг на тонну чугуна (рис.12).

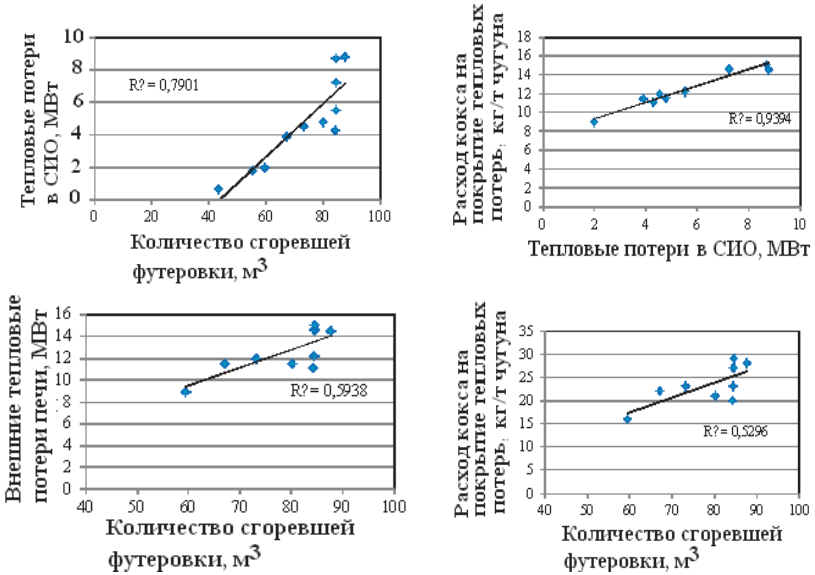


Рис.10. Влияние разгара футеровки ДП№4 ОАО «Запорожсталь» на тепловые потери в СИО, количество внешних тепловых потерь и расход кокса на их покрытие

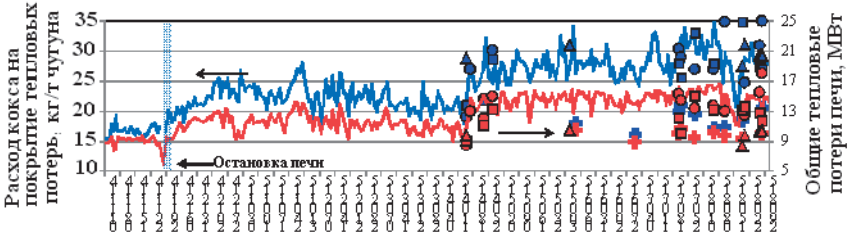


Рис 11. Динамика изменения тепловых потерь в системе охлаждения ( ) и расхода кокса на их покрытие ( ) на ДП №4 ОАО «Запорожсталь»

Результаты ручных замеров специалистами ИЧМ на доменных печах ОАО «Запорожсталь»: Тепловые потери (-ДП№2 -ДП№3, - ДП№4, - ДП№5) Расход кокса на покрытие тепловых потерь (-ДП№2 -ДП№3, - ДП№4, - ДП№5)

В августе 2015 года специалистами ИЧМ НАНУ были разработаны и опробованы рекомендации по изменению режима загрузки ДП № 4, направленные на перераспределения газового потока от периферии к оси печи. На основе математического моделирования установлено, что наиболее «подгруженную» железорудными материалами периферию и «открытый» центр обеспечивает программа загрузки 4ААКК↓1КААК↓

при рабочем уровне засыпи 1,5 м. При повышении уровня засыпи гребень шихтовых материалов, формируемый на колошнике после их ссыпания с конуса, перемещается по направлению от стенки печи к оси (рис.13,а) и, как следствие, уменьшается величина рудной нагрузки на периферии (рис.13,б).

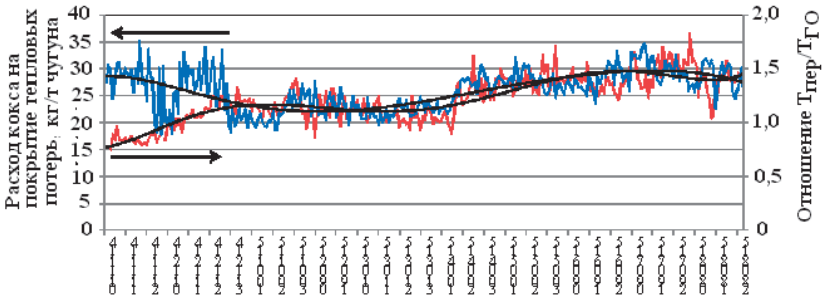


Рис.12. Динамика изменения отношения температуры периферии к температуре в газоотводах ($T_{пер}/T_{ГО}$) и расхода кокса на покрытие внешних тепловых потерь ДП № 4 ОАО «Запорожсталь»

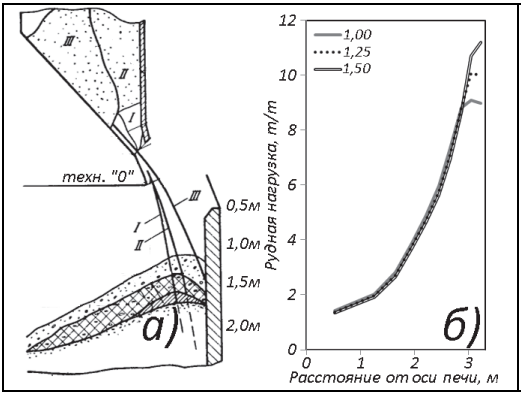


Рис.13. Схема движения шихтовых материалов при их ссыпании с большого конуса (а) и расчетное распределение рудных нагрузок (б) по радиусу колошника ДП № 4 ОАО «Запорожсталь», формируемое программой загрузки 4ААКК↓1КААК↓ при различном уровне засыпи

Опробование разработанных рекомендаций, несмотря на увеличение доли окатышей в шихте в этот период работы, позволили уменьшить тепловые потери в СИО на 4 МВт и расхода кокса на покрытие общих тепловых потерь печи до 10 кг/т чугуна (рис.14).

В настоящее время на комбинате ведется активная работа с привлечением специалистов ИЧМ НАНУ по продлению кампании печи на основе использования информации от САК «Шахта» для совершенствования конструкции и средств контроля тепловой работы шахты, выбора рационального режима доменной плавки.

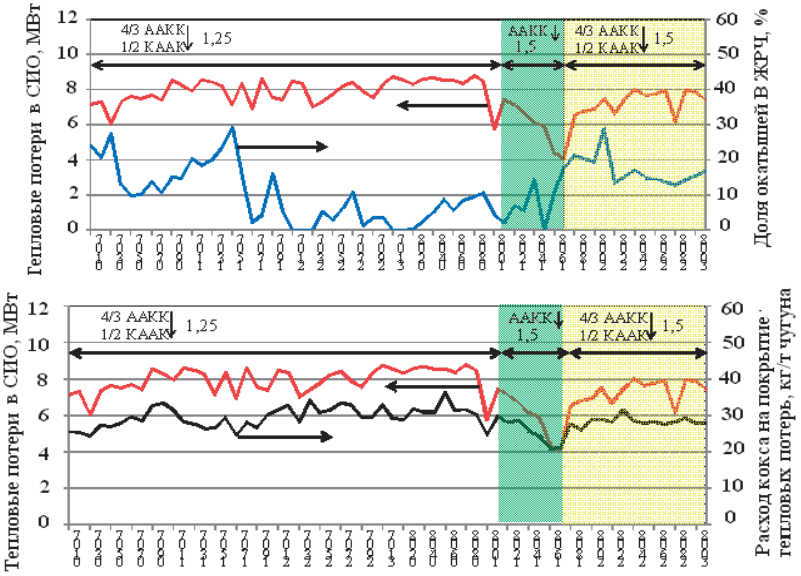


Рис.14. Влияние программы загрузки ДП №4 на тепловые потери в системе охлаждения шахты и расход кокса на их покрытие

Выводы:

1. Система автоматизированного контроля разгара шахты позволяет контролировать и оценивать влияние технологии доменной плавки и конструкции печи на ресурс ее работы, своевременно принимать меры по продлению кампании печи.

2. В течение 1 года эксплуатации доменной печи № 4 ОАО «Запорожсталь», футеровка низа шахты была полностью изношена, что свидетельствует о необходимости в условиях освоения технологии доменной плавки с ПУТ оснащать доменные печи автоматизированными системами контроля тепловой работы периферийной зоны, которые позволят увеличить эффективность управления ее тепловым режимом работы, стабильность качества выплавляемого чугуна, ресурс работы футеровки и холодильников доменной печи за счет своевременного обнаружения и оценки причин отклонений в ее тепловом и газодинамическом режиме работы.

3. Установлено, что увеличение расхода вдуваемого пылеугольного топлива и содержания серы и золы в его составе оказывает негативное воздействие на разгар футеровки и образование гарнисажа в шахте доменной печи.

4. Благоприятное влияние на образование гарнисажа внизу шахты и уменьшение тепловых потерь в системе охлаждения оказывает перераспределение газового потока от периферии к оси печи, уменьшение основности агломерата и уменьшения пропорционального содержания

окатышей в шихте, применение ильменитовой руды, уменьшение содержания кремния в чугуне и увеличение расхода дутья.

5. До полного разрушения в распаре и на нижних рядах холодильных плит футеровка ДП № 4 позволяла экономить минимум 3 кг/т чугунка кокса в год. Разгар футеровки привел к увеличению тепловых потерь в испарительной системе охлаждения печи с 1-2 до 8 МВт и расхода кокса на их покрытие с 8 до 15 кг/т чугуна, при этом общие тепловые потери печи увеличились с 15 до 18 МВт в период активного разгара футеровки, расход кокса на их покрытие в тот же период увеличился с 17 до 22 кг/т чугуна.

1. *Доменное* производство «Криворожстали» / В.И.Большаков, А.В.Бородулин, Н.А.Гладков и др. / Кривой Рог: Издательство СП «Мир» - 2004г. – 376 с..
2. *Домна* в энергетическом измерении / А.В.Бородулин, А.Д.Горбунов, В.И.Романенко, С.П.Сущев. – Днепродзержинск: «ДГТУ», 2006. – 541с.
3. *Контроль* суммарной величины тепловых потерь с охлаждающей водой на печах доменного цеха и их практическое приложение / В.И.Большаков, А.В.Бородулин, В.С.Листопадов и др. // Сб. научных трудов международной научно-практической конференции « «Творческое наследие В.Е. Грум-Гржимайло», посвященная 150-летию со дня рождения Владимира Ефимовича Грум-Гржимайло» − Екатеринбург, 26-28 марта, 2014. − С.74-80.
4. *Исследования* тепло-газодинамической работы в «сухой» зоне доменной печи и применение их результатов / В.И.Большаков, А.А.Сохацкий, А.Л.Чайка, А.Г.Шевелев, А.И.Швачка // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2013. – № 2. – С.15-19.
5. *Опыт* и перспективы применения пылеугольного топлива на доменных печах Украины / В.И.Большаков, А.Л.Чайка, В.В.Лебедь, А.А.Сохацкий // Металл и литье Украины. – 2013. – № 10. – С.5-10.
6. *Тепловая* работа и перспективные конструкции шахты и металлоприемника доменной печи при применении пылеугольного топлива / В.И.Большаков, А.В.Бородулин, А.Л.Чайка, В.В.Лебедь, А.А.Сохацкий, Г.В.Панчоха // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2014. – № 3. – С.106-110.
7. *Кожух В.Я.* Контроль потерь тепла в доменной печи // Сталь. – 1965. – №4. – С.298-301.
8. *Савчук Н.А., Курунов И.Ф.* Доменное производство на рубеже XXI века // Новости черной металлургии за рубежом. Часть II. Приложение 5. 2000. – С.38.
9. *Диагностика* распределения газового потока в нижней части доменной печи путем измерения тепловых потерь с охлаждающей водой в районе I-ой ступени теплообмена. / В.Н.Титов, И.С.Яриков, С.С.Ляпин, В.Л.Емельянов, Д.Д.Иванов // Материалы межзаводской школы по обмену опытом специалистов доменного пр-ва ОАО «ММК», ОАО «НЛМК», ОАО «Северсталь» – Черметинформация, 2003 г. с. 19 – 21.
10. *Перспективы* развития средств автоматизированного контроля для обеспечения надежности и экономичности доменной плавки на основании информации о тепловой работе шахты / В.И.Большаков, А.Л.Чайка, А.А.Сохацкий, К.С.Цюпа др.// Сб. научных трудов IV межотраслевой научно-практической конференции молодых ученых и специалистов в области проектирования предприятий горно-металлургического комплекса, энерго-и ресурсосбережения, защиты окружающей

природной среды «Инновационные пути модернизации базовых отраслей промышленности, энерго- и ресурсосбережение, охрана окружающей природной среды» − Харьков, 25-26 марта, 2015. − С.81 −85.

11. *Опыт* и перспективы применения пылеугольного топлива в доменном производстве Украины / В.И.Большаков, А.Л.Чайка, В.В.Лебедь, А.А.Сохацкий // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2015. – № 2. – С.6-11.
12. *Аналитические* исследования процессов в фурменной зоне и их приложения // А.Л.Чайка, А.Л.Ручаевский, А.В.Лычев, А.П.Васильев, А.Г.Байбуз // Черные металлы. Материалы конференции к 100 летию А.Н. Рамма. 2003. – №12. – С.8 – 13.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук И.Г.Товаровским

О.Л.Чайка, В.В.Лебедев, А.А.Жеребецкій, К.С.Цюпа, С.В.Гоман, А.П.Фоменко

Вплив технології з використанням пиловугільного палива на розпал футеровки та теплову роботу периферійної зони доменної печі № 4 «Запоріжсталь»

Метою роботи є аналіз динаміки руйнування футеровки доменної печі у взаємозв'язку з показниками теплової роботи і технологічним режимом доменної плавки. Встановлено, що збільшення витрат пиловугільного палива, вмісту сірки і золи в його складі робить негативний вплив на розпал футерування і утворення гарнісажу в шахті доменної печі. Сприятливий вплив на утворення гарнісажу внизу шахти і зменшення теплових втрат в системі охолодження надає: перерозподіл газового потоку від периферії до осі печі; зменшення основності агломерату та зменшення вмісту окатишів в шихті; застосування ільменітової руди; зменшення вмісту кремнію в чавуні; збільшення витрат дуття.

Ключові слова: доменна піч, пиловугільне паливо, футеровка, гарнісаж, теплові втрати

A.L.Chaika, V.V.Lebedev, A.A.Zherebetsky, K.S.Tsiupa, S.V.Goman, A.P.Fomenko

The influence of technology of pulverized coal to the height of the lining and the thermal performance of the peripheral zone blast furnace number 4 «Zaporizhstal»

The aim is to analyze the dynamics of the destruction of the lining of the blast furnace in conjunction with the thermal performance characteristics and technological mode of blast furnace. An increase rate of the injected pulverized fuel ash and sulfur in its composition has a negative impact on the height of the lining and the formation of skull in the blast furnace shaft. The favorable effect on the formation of skull at the bottom of the mines and the reduction of heat losses in the cooling system has a redistribution of the gas flow from the periphery to the axis of the furnace; the reduction of the agglomerate and decrease in pellets in the charge; the use of ilmenite ore; reduction of silicon content in cast iron; increase in blast flow.

Keywords: blast furnace, pulverized coal, the height of the liner, skull, heat loss

УДК 669.162.2:669.02/09:51.001.57

А.И.Белькова, Д.А.Степаненко, А.С.Скачко

ИНТЕГРАЛЬНЫЙ ПОКАЗАТЕЛЬ УЧЕТА ТЕМПЕРАТУРНО-ДУТЬЕВОГО РЕЖИМА ДОМЕННОЙ ПЕЧИ В ЗАДАЧАХ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СОСТАВА ПРОДУКТОВ ПЛАВКИ В КОНКРЕТНЫХ СЫРЬЕВЫХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЯХ

Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины

Выявлены закономерности влияния показателей технологического режима доменной плавки на формирование конечных составов чугуна и шлака. Предложен комплексный показатель температурно-дутьевого режима, включающий температурный индекс печи, степень использования газа и длину фурменной зоны. Разработанный комплексный показатель, наряду с комплексным показателем шихты, рекомендуется использовать для создания прогнозных моделей коэффициентов распределения элементов шихты между продуктами плавки.

Ключевые слова: доменная плавка, температурно-дутьевой режим, комплексный показатель, коэффициенты распределения элементов, чугун, шлак.

Состояние проблемы. В современных условиях доменной плавки нестабильность снабжения предприятий железорудными материалами и коксом, изменение ценовой политики приводит к необходимости частых перешихтовок и формированию состава шихты с привлечением нетрадиционных видов сырья. Успешное решение этих задач связано с углубленным изучением и адекватным описанием процессов формирования и взаимодействия расплавов, разработкой физико-химических моделей и обобщающих критериев, позволяющих оценивать состав и свойства продуктов плавки во взаимосвязи с сырьевыми и технологическими показателями процесса и управлять качеством продукции в нестабильных условиях доменной плавки

Целью работы является разработка комплексного показателя влияния технологических условий процесса выплавки чугуна на состав и свойства конечных продуктов плавки. Публикация содержит результаты исследований, проведенных при грантовой поддержке Государственного фонда фундаментальных исследований за конкурсным проектом №GP/F61/020/

Для решения задач прогнозирования состава и свойств продуктов доменной плавки нами используется разработанная в ИЧМ методика физико-химического моделирования металлургических расплавов и процессов, включающая концепцию моделирования восстановительной плавки по схеме «Шихта» + «Технология» = «Продукты плавки» [1]. В этом случае состав продуктов плавки рассчитывается в зависимости от состава исходной шихты и параметров технологического режима на основе прогнозных моделей коэффициентов распределения элементов

между продуктами плавки, зависящих от конкретных шихтовых и технологических условий: $L_Э$=*f*(параметры шихты) + *f*(параметры технологии).

Ранее в работах [2, 3] нами разработан интегральный показатель доменной шихты, который позволяет аналитически прогнозировать характер и показатели формирования расплавов из различных железорудных материалов и на их основе оптимизировать свойства и физико-химическое состояние жидких фаз, обеспечивающих выплавку чугуна заданного качества с минимальными энергозатратами. В качестве параметров шихты нами использовались показатели: содержание Fe_2O_3 (богатство шихты) и параметры шлакообразующей части шихты ρ и Δe, определяющие ее свойства [4].

Основной материал исследования. Влияние технологических условий процесса выплавки чугуна на состав и свойства конечных продуктов плавки проявляется многочисленными взаимосвязями параметров технологического процесса. К таким параметрам относятся интенсивность плавки по коксу, рудная нагрузка, расход дутья и природного газа, давление дутья и под колошником, температура и влажность дутья, содержание кислорода в дутье, состав колошникового газа, степень использования газа и др. Одним из наиболее часто используемых комплексных показателей дутьевого режима доменной плавки является теоретическая температура горения топлива в фурменном очаге $\mathbf{T_т}$, определяющаяся тепловым балансом зоны горения и влияющая на газодинамические и температурные условия в фурменной зоне и в целом в доменной печи [5]. Теоретическая температура горения обусловлена расходом и теплосодержанием (энтальпией) дутья, влияющим на состав, выход и теплосодержание фурменных газов и, следовательно, тепловое состояние фурменных очагов, от которых зависит развитие реакций формирования состава и свойств продуктов плавки. Большая чувствительность $\mathbf{T_т}$ к изменениям дутьевых параметров и возможность ее непрерывного расчета позволяет использовать этот показатель для оперативной оценки, регулирования и стабилизации теплового состояния горна и, следовательно, качества чугуна.

Также наряду с теоретической температурой горения при моделировании доменного процесса в качестве критерия, комплексно отражающего температурно-тепловое состояние нижней части печи, целесообразно учитывать глубину проникновения фурменных газов в коксовую насадку по оси печи, т.е. длину фурменной зоны. Эта величина изменяется в довольно заметных пределах, связана с параметрами дутья, теоретической температурой горения, кинетической энергией дутья, с геометрическими размерами фурменной зоны. Размеры зоны горения оказывают существенное влияние на работу печи, не только за счет соответствующего подбора диаметра фурм, но и за счет влияния их на структуру очага горения, что позволяет достигать необходимого

распределения газов по сечению печи и соответствующего температурного режима в центре горна и, следовательно, управлять его нагревом.

В данной работе выполнена оценка влияния показателей температурно-дутьевого режима на процессы распределения элементов шихты в системе «чугун-шлак» и формирование конечных составов продуктов плавки. Рассмотрены данные о работе доменной печи № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» в различные периоды. В частности, использована выборка фактических данных выпусков чугунов, которым сопоставлены показатели загружаемой шихты и технологического режима за отдельные периоды времени с 2004 г. по 2011 г. (табл.1).

Совместно с сотрудниками ОТОСУ сформирована выборка данных (рассчитанные) за каждый час работы печи за февраль 2012 г. о показателях загружаемой шихты и дутьевого режима, которым были сопоставлены показатели продуктов плавки. Данная выборка включает данные показателей, замеренных на печи: скорость схода шихты, характеризующая поведение материалов в верхней зоне печи, и показатель газового потока – выход колошникового газа. На основании статистического анализа взаимосвязей влияния указанных показателей шихты и дутья на коэффициенты распределения элементов шихты с использованием автокорреляционной функции установлено, что наилучшая связь у L_S, L_{Si} наблюдается со сдвигом во времени:

- 8 часов с показателем скорости схода шихты $\mathbf{V_ц}$;
- 4 часа с показателями состава колошникового газа;
- 2 часа с показателями дутьевого режима.

Сформированный массив данных дополнен расчетными показателями: степень использования газов η_{CO}, степень прямого восстановления ***rd***, теоретическая температура горения $T_т$, глубина фурменной зоны $L_{фз}$ и температурный индекс печи ТИП [6], связывающий верх доменной печи с её низом и рассчитываемый как произведение двух отношений: теоретической температуры горения кокса у фурм $T_т$ к температуре колошникового газа $T_{кг}$ и температуры чугуна $T_ч$ к температуре дутья $T_д$:

$$ТИП = \frac{2500 - Tt}{T_{КГ}} \bullet \frac{1550 - Tч}{1250 - Tд}$$

Температурный индекс печи ТИП разработан исследователями [6] для прогноза возможных неполадок и отклонений при выплавке чугуна как критерий**,** связывающий верх и низ печи, т.к. в формулу вошла температура колошникового газа ($T_{кг}$), а также температура дутья ($T_д$) и чугуна ($T_ч$) и теоретическая температура горения кокса у фурм ($T_т$) (рис.1). Выявленные графические зависимости влияния температурных условий плавки на процессы распределения элементов шихты между чугуном и шлаком в различные периоды работы печи дают основания использовать показатель ТИП для прогнозирования их составов (рис.2).

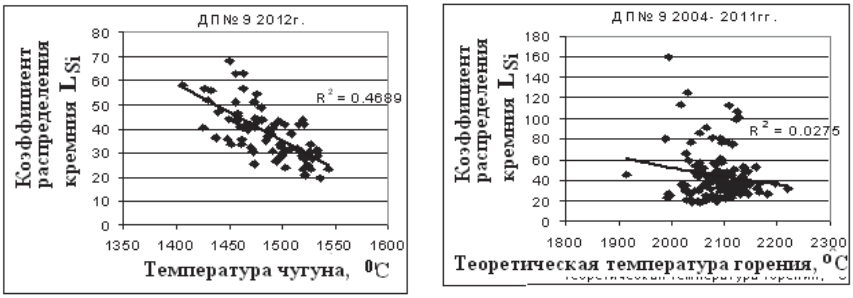


Рис.1. Зависимость коэффициента распределения кремния и серы от температур колошникового газа ($\mathbf{T_{кг}}$), дутья ($\mathbf{T_д}$), чугуна ($\mathbf{T_ч}$) и теоретической температуры горения ($\mathbf{T_Т}$) для условий работы ДП №9

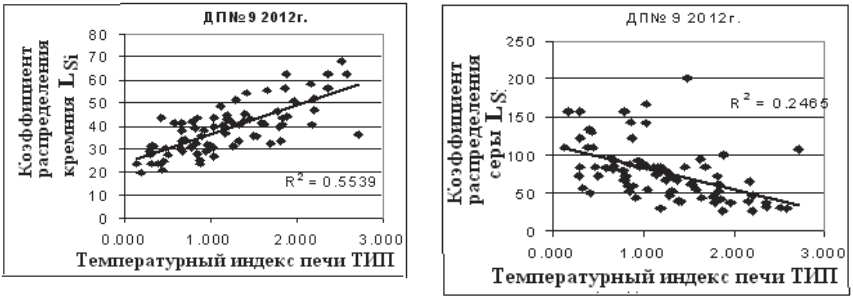


Рис.2. Зависимость коэффициентов распределения серы и кремния от температурного индекса печи ТИП в условиях работы ДП №9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

Для измерения температуры расплава чугуна в доменном производстве используют в основном два метода:

- контактный – датчик измерительного инструмента помещается в (или непосредственной близости) измеряемый и нагреваемый объект, осуществляется с помощью термометров, термоэлектрических пирометров и термометров сопротивления;
- бесконтактный или оптический метод, который основан на измерении интенсивности монохроматического излучения, либо изменении общего количества излучаемой энергии, либо изменении спектрального распределения излучения в функции температуры.

Оба метода измерений имеют свои преимущества и недостатки.

При бесконтактном методе измерения температур в качестве термоприемника используются различные пирометры: радиационные, оптические (яркостные), фотоэлектрические (яркостные отношения), спектральные и др. В современных условиях работы доменных печей чаще применяют пирометры, что связано с простотой их использования.

Таблица 1. Показатели температурно-дутьевого режима, соответствующие выпуску чугуна в условиях работы ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

Выпуск	Температура чугуна, ^{0}C	Рудная нагрузка	Вес чугуна, т	Расход кокса, кг/т	Показатели дутьевого режима								Расчетные показатели			
					O_2, %	Расход пр. г., м3/мин	Расход дутья, м3/мин	Температура, ^{0}C	Влажность, %	η_{CO}	Давление кол г.	Температура кол. г., ^{O}C	Теоретическая т-ра гор., ^{0}C	Длина фурменной зоны, м	ТИП	Комплексный показатель Кт
1	1454	4.03	546	464.9	25	500	7400	1080	21.27	0.414	1	140	2037	2.2	1.87	0.6136
2	1457	3.71	550	454.8	25.4	500	7000	1130	12	0.409	1	115	2127	2.22	2.51	0.4992
3	1439	3.776	601	452.1	25.4	500	6700	1150	10	0.403	0.6	130	2117	2.23	3.27	0.4437
4	1470	3.759	583	468.6	24	500	7000	1140	10	0.43	0.8	90	2066	2.16	3.51	0.3468
5	1435	3.895	384	432.3	25	500	7300	1140	10	0.425	1	125	2124	2.16	3.14	0.3306
6	1455	3.495	412	506.3	25.5	533.3	7300	1120	14.57	0.415	1.2	95	2088	2.04	3.17	0.4722
7	1500	3.4	187	485.5	25.5	515	7500	870	21.34	0.374	1.2	225	1913	2.04	0.34	0.9221
8	1510	3.8	500	403.7	25.6	533.3	7600	1140	12	0.429	0.8	230	2132	2.18	0.58	0.619
9	1529	3.802	575	466.9	26.2	533.3	7700	1070	16.5	0.415	1.3	140	2095	2.224	0.34	0.728
10	1410	3.341	492	537	22.5	140	5400	950		0.348	0.5	340	2093	1.707	0.56	0.8587
11	1400	3.149	465	566	22.8	173.3	5600	970		0.322	0.5	300	2094	1.806	0.73	0.8833
12	1350	3.333	386	541	22.6	200	5600	1080		0.307	0.5	350	2138	1.83	1.22	0.8243
13	1480	3.341	366	481	20.8	266.7	6000	1120		0.364	0.5	300	2037	1.895	0.83	0.8825
14	1490	3.34	443	461	22.9	266.7	5650	1070		0.352	0.8	300	2083	1.705	0.46	0.8649
15	1470	3.647	535	434	20.8	200	6100	1094		0.378	0.3	225	2083	2.03	0.95	0.8557
16	1480	3.647	476	432	20.8	200	6300	1091		0.382	0.3	240	2083	2.099	0.76	0.8585
17	1460	3.601	250	429	20.8	166.7	6200	1134		0.388	0.3	215	2143	2.099	1.29	0.795
18	1470	3.601	451	488	20.7	166.7	6000	1134		0.373	0.3	213	2134	2.045	1.19	0.84
19	1510	3.601	512	486	22.5	166.7	6300	1030		0.372	0.4	300	2112	2.079	0.24	0.9232
20	1495	3.638	461	429	22.1	183.3	6550	1050		0.379	0.5	270	2083	2.112	0.42	0.8918
21	1470	3.676	492	421	20.8	183.3	6200	1065		0.383	0.5	210	2059	2.014	0.91	0.8523
22	1515	3.521	475	496	20.7	183.3	6300	1097		0.377	0.5	250	2100	1.986	0.37	0.9213
23	1470	3.653	366	454	20.7	183.3	6300	1094		0.376	0.3	275	2086	2.152	0.77	0.8409
24	1490	3.669	494	451	20.8	183.3	6200	1094		0.384	0.3	235	2088	2.135	0.67	0.8475
25	1520	3.638	466	447	22.6	200	6600	1026		0.402	0.5	170	2130	2.165	0.29	0.823

Основным недостатком бесконтактного метода измерения температуры являются трудности полного учета связей между термодинамической температурой объекта и регистрируемой пирометром тепловой радиацией. Необходимо учитывать изменение излучательной способности поверхности (ε) от длины волны (λ) в регистрируемом спектральном диапазоне и от температуры (*T*) в диапазоне измерений (ε = *f*(λ, *T*)), т.е. при одной и той же температуре различные тела имеют разные значения излучательной способности. На точность пирометрических измерений также оказывают влияние геометрические параметры поля зрения пирометра и его оптической системы, наличие поглощения излучения в среде между пирометром и объектом контроля, температура окружающей среды и корпуса прибора и др. Указанные особенности бесконтактного метода измерения температуры имеют свои сложности при усовершенствовании пирометров [7, 8], что сказывается на результатах измерений, которые оказываются завышенными, порой до 10%.

Для оценки достоверности измерений оптическим пирометром температуры чугуна на выпуске из доменной печи были выполнены исследования по замеру температуры чугуна контактным методом с использованием термопары ПР 30/6 в условиях работы доменной печи №8 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» (исследования выполнены при участии н.с. Института Ю.М.Лихачева). Результаты замеров температуры чугуна контактным и бесконтактным методами приведены на рис.3.

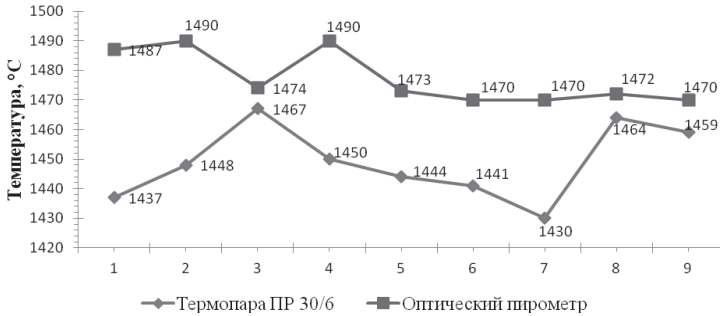


Рис.3. Температура чугуна на выпуске из доменной печи по данным различных методов ее замера, контактным с использованием термопары ПР 30/6 и бесконтактным – оптическим пирометром

В исследуемый период работы ДП № 8 максимальная разность температуры чугуна замеренных различными методами составила 50^0С (випуск № 1 рис.1), а минимальная 7^0С (випуск № 3). Для полного анализа имеющихся расхождений температур чугуна между замерами пирометра и выполненными с помощью термопары необходима подробная информация о модели имеющегося на ДП №8 пирометра и методике его настройки. Полученные результаты требуют дополнительных экспериментальных исследований в

различных условиях работы доменных печей для объективной оценки достоверности замеров температуры чугуна контактным и бесконтактным методом с целью ее дальнейшего учета при анализе технологического процесса.

Выполненные ранее исследования [9] показали, что влияние показателей шихты и технологического режима плавки на коэффициенты распределения элементов и качество чугуна по сере и кремнию заметно отличаются. На содержание и условия перехода в чугун серы более существенное влияние оказывают исходное состояние и состав шихты, а также физико-химическое состояние системы «металл-шлак». Доля же кремния в чугуне значительным образом определяется технологическими параметрами.

В работе [10] показано, что увеличение содержания ($CO+CO_2$) в колошниковом газе свидетельствует о снижении нагрева печи, и предлагается использование суммы ($CO+CO_2$) в качестве критерия прямого восстановления и теплового состояния горна. Связь коэффициента распределения кремния и степени использования газа (рис.4) отражает известный факт, что с уменьшением затрат тепла на процессы восстановления элементов, переходящих в чугун (в частности, кремния) улучшается степень использования тепловой и химической энергии газового потока.

Выполненные нами исследования показали, что наряду со степенью использования газа η_{CO}, эффективным показателем теплового состояния горна является глубина фурменной зоны $L_{ф.з}$ (рис.4).

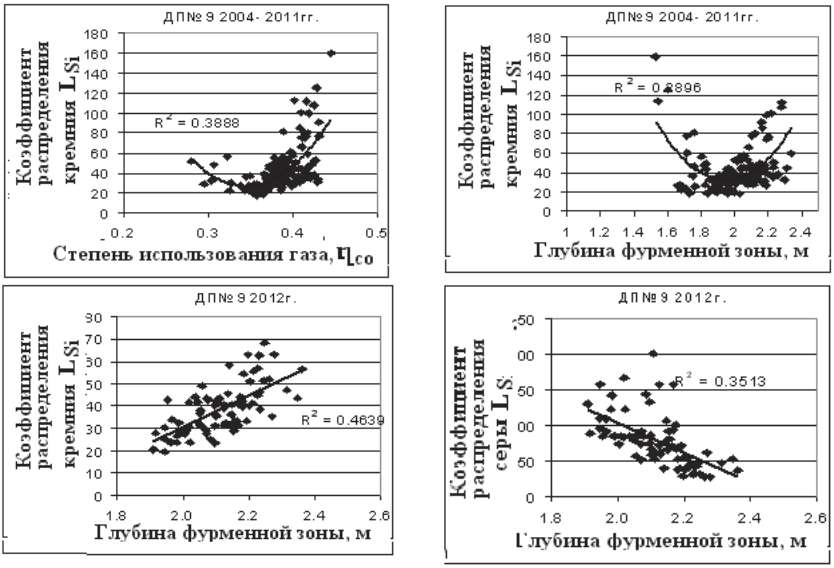


Рис.4. Влияние теплового и газодинамического режима плавки на распределение элементов шихты между чугуном и шлаком в условиях работы ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

Глубина проникновения фурменных газов в коксовую насадку по оси печи, т.е. длина фурменной зоны ($L_{фз}$), связана с параметрами дутья и поперечными размерами фурмы – ее диаметром и площадью фурм, диаметром колошника, давлением и температурой дутья плотностью горнового газа. Длина зоны горения $L_{фз}$ также учитывает показатели качества кокса: среднегармонический диаметр $d_к$, кажущуюся плотность $\gamma_к$, состав природного газа.

Размеры зоны горения оказывают существенное влияние на работу доменной печи. Выявленная параболическая зависимость глубины фурменной зоны с коэффициентами распределения элементов свидетельствует о наличии оптимального значения $L_{фз}$, к которому следует стремиться для обеспечения высокого фактического коэффициента распределения серы, а, следовательно, и качества чугуна. При малых размерах зон горения затрудняется опускание шихтовых материалов и нарушается распределение газов по сечению печи. Чрезмерное развитие зон горения может быть следствием холодного хода печи или плохой газопроницаемости столба шихтовых материалов, что также негативно сказывается на процессе выплавки чугуна.

На исследуемой выборке данных установлены довольно тесные парные связи длины фурменной зоны $L_{фз}$ со степенью прямого восстановления ***rd*** и с выходом колошникового газа $V_{кг}$ (коэффициенты корреляции равные соответственно 0,63 и 0,87) (рис.5), что свидетельствует о связи теплового состояния горна ($L_{фз}$) с газодинамическими и восстановительными процессами в доменной печи. Это обуславливает предпочтительное использование показателя $L_{фз}$ в качестве интегрального показателя дутьевого режима, характеризующего тепловое состояние горна.

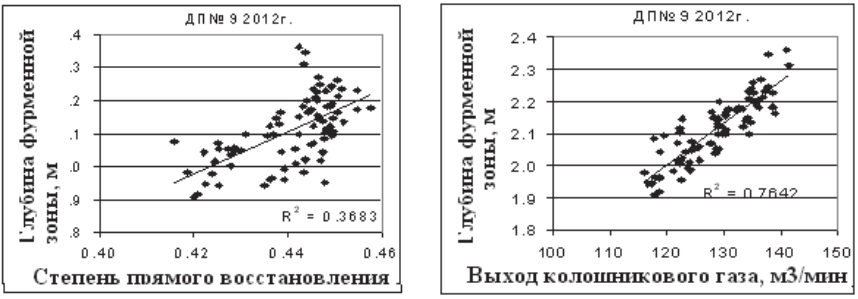


Рис.5. Связь длины фурменной зоны $L_{фз}$ с выходом колошникового газа $\mathbf{V_{кг}}$ и степенью прямого восстановления **rd** в условиях работы ДП №9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

Таким образом, для построения обобщенного показателя учета температурно-дутьевого режима целесообразно использовать температурный индекс печи ТИП, степень использования газа η_{CO} и

длину фурменной зоны $\boldsymbol{L_{фз}}$. Глубина фурменной зоны $\boldsymbol{L_{фз}}$ отражает тепловое состояние в горне доменной печи, степень использования газа η_{CO} характеризует газодинамические и восстановительные процессы и связана с расходом кокса, ТИП учитывает температурный режим верха и низа печи.

Для разработки комплексного показателя температурно-дутьевого режима $К_т$ использована методика построения обобщенной функции желательности Харрингтона [11], позволяющая разноразмерные показатели преобразовать в безразмерную шкалу желательности (частные желательности) и «свернуть» их в единый обобщенный показатель. В результате анализа данных о работе ДП № 9 получена аналитическая зависимость для расчета $К_т$ от вышеназванных показателей с учетом их нелинейной связи с коэффициентами распределения элементов шихты:

$$Km = ТИП^{0,4} \cdot \eta_{CO}^{\ 0,2} \cdot L_{ФЗ}^{\ 0,4}$$

Показатели степеней характеризуют вес частного показателя дутьевого режима, и определяется по априорным экспертным оценкам на основе факторных нагрузок на генеральный фактор, определяющий $К_т$.

Связь разработанного показателя с коэффициентами распределения элементов шихты, в частности, содержания серы и кремния в чугуне представлена на рис.6.

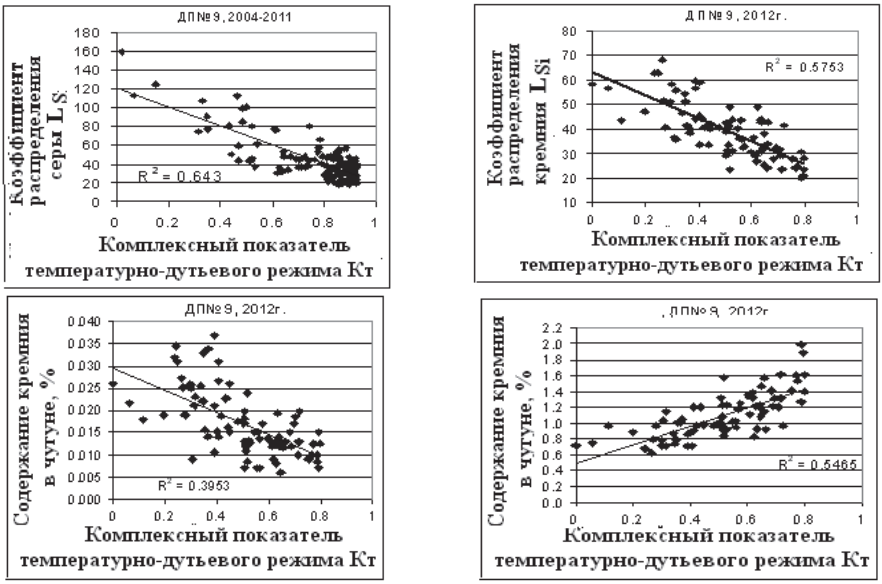


Рис.6. Связь комплексного показателя температурно-дутьевого режима $К_т$ с коэффициентами распределения, содержанием серы и кремния для условий работы ДП №9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

Выполненные исследования подтверждают известные факты о влиянии различных факторов на переход основных элементов в чугун. Так, например, содержание серы в чугуне в первую очередь регулируется химическим составом шлака, а также тепловым состоянием печи, а на содержание кремния в чугуне в большей степени оказывает влияние дутьевой режим: температура и влажность дутья, а также рудная нагрузка на кокс и состав шлака.

Выводы. На основании выявленных закономерностей влияния показателей технологического режима доменной плавки на формирование продуктов плавки для учета влияния газодинамических и температурных условий предложен комплексный показатель температурно-дутьевого режима $К_т$, включающий температурный индекс печи ТИП, степень использования газа η_{CO} и длину фурменной зоны $L_{фз}$, отражающий тепловое состояние в горне доменной печи.

Разработанный показатель $К_т$, наряду с комплексным показателем шихты $К_ш$, рекомендуется использовать для создания прогнозных моделей коэффициентов распределения элементов шихты между продуктами плавки с целью направленного формирования конечных составов чугуна и шлака.

1. *Тогобицкая Д.Н.* Влияние шихтовых и технологических условий на межфазное распределение элементов при выплавке чугуна в условиях КГГМК «Криворожсталь» / Д. Н. Тогобицкая, А. И. Белькова, А. Ю. Гринько [и др.] // Тр. МНТК «Теория и практика производства чугуна», посвященной 70-летию КГГМК «Криворожсталь». – Кривой Рог. – 2004. – С. 320-324.
2. *Тогобицкая Д.Н.* Методологические основы адаптации моделей прогнозирования состава продуктов доменной плавки в системах АСУТП в изменяющихся шихтовых и технологических условиях / Д.Н. Тогобицкая, А.И. Белькова, А.Ю. Гринько, А.С. Скачко // Математичне моделювання. – 2012. – № 2(27) – С. 26-31.
3. *Тогобицкая Д.Н.* Генерация комплексного показателя доменной шихты с учетом ее минералогии для направленного формирования продуктов плавки / Д.Н. Тогобицкая, А.И. Белькова, Д.А. Степаненко, А.С. Скачко // Бюллетень научно-технической и экономической информации "Черная металлургия" – 2015. –№ 2. – С. 26-33.
4. *Тогобицкая Д.Н.* Моделирование процессов взаимодействия расплавов в восстановительных условиях доменной плавки / Д.Н. Тогобицкая, А.И. Белькова, А.Ю. Гринько // Математичне моделювання. – Дніпродзержинськ. – 2011. – №2(25). – С. 54-59.
5. *Юсфин Ю.С.* Расчет теоретической температуры горения и ее взаимосвязь с параметрами доменной плавки / Ю.С. Юсфин, В.Л. Королева, П.И. Черноусов // Сталь. – 1988. – № 3. – С. 6-11.
6. *Пареньков А.Е.* Температурные критерии оценки и прогнозирования работы доменной печи / А.Е. Пареньков, С.Н. Падерин, Ю.С. Юсфин [и др.] // Дни науки МИСИС. – М.: МИСИС, 2008 – С.45-51.
7. *Неделько А.* Преимущества и недостатки бесконтактного измерения температуры / http://www.omsketalon.ru.

8. *Фрунзе А.* Пирометры спектрального отношения: преимущества, недостатки и пути их устранения // Фотоника. – 2009. – №4. – С.32-37.
9. *Белькова А.И.* Оценка влияния дутьевых факторов на технико-экономические показатели доменной плавки в условиях комбината «Криворожсталь»/ А.И. Белькова, Н.А. Гладков [и др.] // Сб. научн. тр. ИЧМ "Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». – Днепропетровск. – 2005. – Вып. 10. – С.79–87.
10. *Набока В.И.* Исследование и разработка алгоритмов управления доменным процессом / В.И. Набока, Г.А. Полянский, А.П. Фоменко, Н.В. Крутас // Сталь. – 2005. – № 11. – С. 15-19.
11. *Юсфин Ю.С.* Расчет теоретической температуры горения и ее взаимосвязь с параметрами доменной плавки / Ю.С. Юсфин, В.Л. Королева, П.И. Черноусов // Сталь. – 1988. – № 3. – С. 6-11.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук, проф. Д.Н.Тогобицкой

А.І.Бєлькова, Д.О.Степаненко, О.С.Скачко

Інтегральний показник обліку температурно-дуттьового режиму доменної печі в завданнях прогнозування складу продуктів плавки в конкретних сировинних і технологічних умовах

Виявлено закономірності впливу показників технологічного режиму доменної плавки на формування кінцевих складів чавуну і шлаку. Запропоновано комплексний показник температурно-дуттєвого режиму, що включає температурний індекс печі, ступінь використання газу і довжину фурменої зони. Розроблений комплексний показник, поряд з комплексним показником шихти, рекомендується використовувати для створення прогнозних моделей розподілу елементів шихти між продуктами плавки.

Ключові слова: доменна плавка, температурно-дутьевой режим, комплексний показник, коефіцієнти розподілу елементів, чавун, шлак.

A.I.Belkova, D.A.Stepanenko, A.S.Skachko

The integrated accounting of temperature-blowing regime of the blast furnace for problems of prediction structure product melting in specific raw materials and technological conditions

The regularities of the influence of technological parameters of blast furnace smelting mode on the formation of the final composition of iron and slag. A comprehensive index of temperature-blowing regime, which includes an oven temperature index, the extent of use of gas and the length of the tuyere zone. Designed complex index, along with an integrated charge indicator, it is recommended to create predictive models of charge distribution elements between the products of smelting.

Keywords: blast-furnace smelting, temperature-blowing mode, integrated index, the distribution coefficients of the elements, iron, slag.

УДК 669.162.263.44.001.5

Ю.С.Семенов[1)], И.Г.Муравьева[1)], В.Ф.Поляков[1)], С.И.Семыкин[1)], В.В.Горупаха[1)], А.В.Наследов[1)], П.Г.Прокопенко[1)], Н.М.Сапрыкин[2)], А.С.Хайбулаев[2)]

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПОТЕНЦИАЛОВ В ГОРНЕ ДОМЕННОЙ ПЕЧИ ДЛЯ ОЦЕНКИ ТЕПЛОВОГО СОСТОЯНИЯ

Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины[1)]
ПАО «Енакиевский металлургический завод»[2)]

Представлены результаты экспериментальных исследований особенностей и характера изменений электрических потенциалов (ЭП), регистрируемых между воздушными фурмами и кожухом доменной печи № 3 ПАО «Енакиевский металлургический завод». Выявлена связь уровня приращения сигнала ЭП и изменения содержания кремния в чугуне. На основании полученных данных установлена возможность использования электрических сигналов для контроля тепловых процессов в горне доменной печи.

Ключевые слова: доменная печь, тепловые процессы, электрические потенциал, контроль, кремний

Современное состояние вопроса. В предыдущие годы было сделано значительное число попыток использовать сведения об электрическом состоянии ванны доменной печи для контроля хода процесса [1]. То обстоятельство, что ни один из известных способов пока не получил промышленного применения свидетельствует о недостаточно высокой их эффективности. Вместе с тем, выявленная возможность фиксации электрических параметров ванны и наличие корреляции между ними и характером, а также показателями плавки предопределяет целесообразность продолжения работ в этом направлении.

Дополнительным аргументом в пользу этого соображения является закрытый характер агрегата и сложность происходящих в нем физико-химических и тепловых процессов, что затрудняет возможность их непосредственного контроля. Поэтому, важна любая возможность получения дополнительной информации о процессах в доменной печи.

Сотрудниками Института черной металлургии НАН Украины в течение длительного периода выполнялись работы по контролю и улучшению показателей процессов при конвертерной плавке и внепечной обработке стали, а также десульфурации чугуна, базирующиеся на электрических свойствах реагирующих фаз, т.е. на ионном и электронном характере проводимости расплавов [2–4]. Накопленный опыт, разработка целого ряда технических решений и положительные результаты промышленного применения в сталеплавильном производстве разработанных в рамках этой деятельности оборудования и технологии послужили основанием для выполнения в ИЧМ разработок в доменном производстве первоначально для контроля хода плавки, а в перспективе –

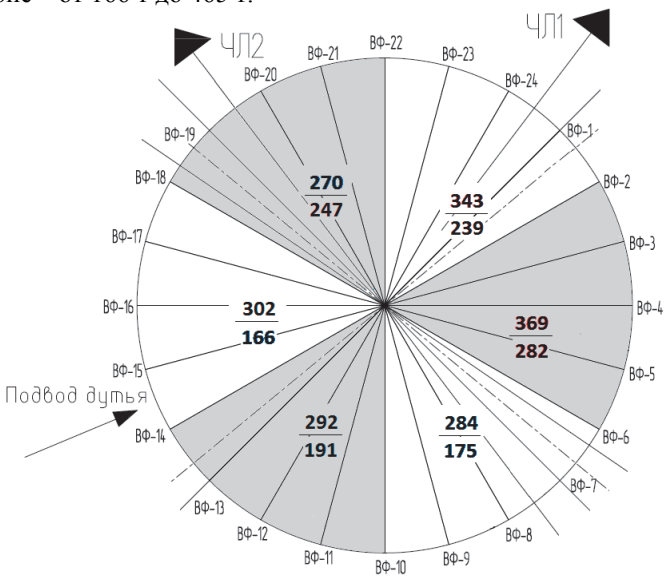
для управления процессом и улучшения его показателей, что может быть достигнуто, как за счет обеспечения ровности хода печи, так и интенсификации происходящих в агрегате процессов.

Результаты первых экспериментов, проведенных на ДП № 9 металлургического комбината «АрселорМиттал Кривой Рог», изложенные в публикациях [5], дают основание считать разработанный ИЧМ способ и оборудование перспективными для решения, в первую очередь, задач контроля процесса. Вместе с тем, следует отметить, что ДП № 9 существенно превосходит доменные печи, эксплуатируемые на металлургических предприятиях СНГ, по техническому уровню оснащенности средствами автоматизированного контроля процессов. Кроме того, на ДП № 9 используется непрерывный режим выпусков. Известно, что режим выпусков в значительной степени определяет ход процессов в нижней зоне доменной печи. Так как практически все доменные печи Украины работают в режиме с накоплением продуктов плавки, целесообразным явилось проведение исследований на другой печи, отличающейся режимом выпусков. В качестве объекта исследований выбрана ДП № 3 ПАО «Енакиевский металлургический завод», отличающаяся от ДП № 9 полезным объемом, конструкцией металлоприемника, режимом выпусков и т.д.

Целью настоящей работы является оценка возможности использования электрических сигналов, регистрируемых между фурмами и кожухом печи для контроля тепловых процессов в горне доменной печи.

Изложение основных материалов исследований. Исследования на ДП № 3 выполнены в два этапа. На рис.1 представлена схема расположения чугунных леток, воздушных фурм и подвода дутья на ДП № 3, на которой отражены также данные о температуре футеровки низа доменной печи (нижняя часть шахты, распар и заплечики) по шести секторам печи. На этом рисунке в каждом из шести секторов указаны температуры футеровки низа печи, в числителе – для первого этапа исследований, в знаменателе – для второго этапа. В период первого этапа, который был проведен перед, во время и после остановки печи, вызванной проведением плановых ремонтных мероприятий, величина электрических потенциалов (ЭП) измерялась между восьмью фурмами, расположенными в различно ориентированных секторах по периметру печи – 1-ой, 4-ой, 7-й, 10-ой, 14-ой, 17-ой, 20-ой, 24-ой и участками кожуха печи, обозначенных на рис.2, соответственно, Uвф-4, Uвф-7, Uвф-10, Uвф-14, Uвф-17, Uвф-20 и Uвф-24, что соответствует расположению чугунных леток (ЧЛ) соответствующей нумерации. Остановке ДП предшествовал период с достаточно устойчивой работой печи при практически неизменном тепловом состоянии горна, характеризующимся стабильным содержанием кремния в чугуне ([Si]=0,62±0,18%) и близкими по величине технологическими показателями плавки (рис.2–4). В период

исследований масса выпусков продуктов плавки изменялась в широком диапазоне – от 166 т до 465 т.



ЧЛ1 и ЧЛ2 – чугунные летки, ВФ – воздушные фурмы

Рис.1. Схема расположения основных элементов ДП № 3 и распределения температур по шести секторам (числитель – в первом, знаменатель – во втором этапе исследований)

Зафиксированное в исследуемом периоде существенное уменьшение регистрируемых сигналов ЭП объясняется уменьшением давления дутья, предшествующим выпуску большой массы продуктов плавки (465 т)/ Это привело к росту активного веса столба шихтовых материалов, находящихся в печи, под воздействием которого произошло вытеснение расплава, явившееся причиной резкого изменения ЭП на всех контролируемых фурмах. Правая часть графиков изменения ЭП отражает их поведение в период остановки печи (в течение 11 часов). Как следует из анализа рис.1, после остановки печи разница между величиной замеряемых ЭП монотонно уменьшается до определенных значений и в дальнейшем практически не изменяется, что подтверждает приведенные в работах [6, 7] результаты исследований.

Таким образом, результаты первого этапа исследований, а именно, установленное влияние давления дутья и остановки ДП на изменение ЭП согласуются с результатами исследований, выполненных на ДП № 9 [5] и приведенных в работах [6, 7]. Для получения взаимосвязей ЭП с технологическими параметрами и показателями работы ДП необходимым условием явился выбор для проведения эксперимента режима работы ДП

с нестабильным тепловым режимом плавки, что обусловило проведение следующего этапа исследований.

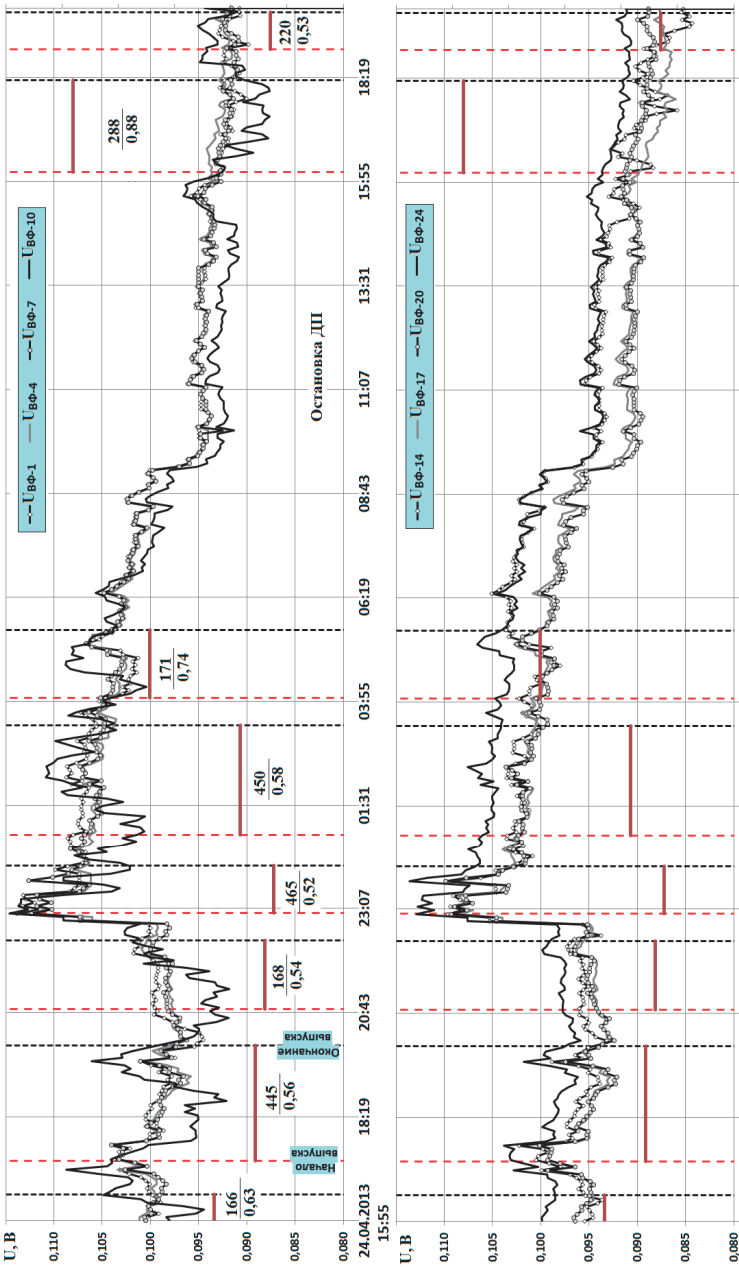


Рис.2. Изменение ЭП, регистрируемых между фурмами и кожухом доменной печи на первом этапе эксперимента (горизонтальные линии – выпуск продуктов плавки, обозначения: числитель – масса выпуска, т, знаменатель – содержание кремния в чугуне, %)

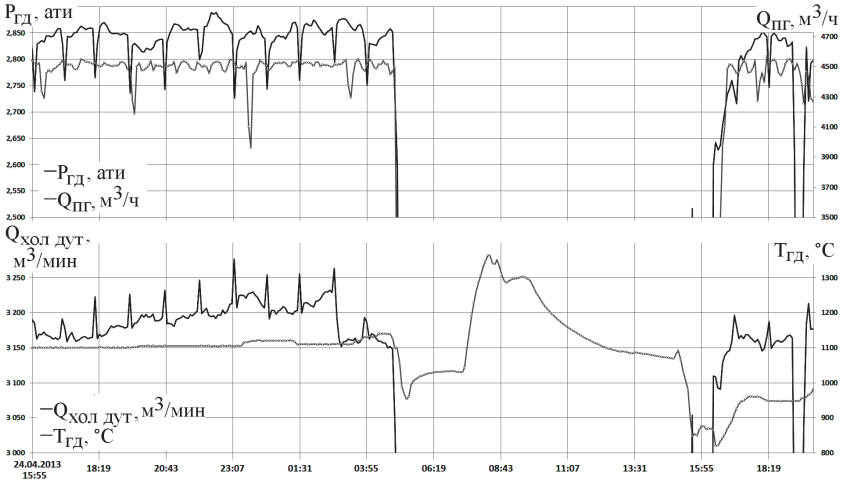


Рис.3. Изменение давления горячего дутья ($Р_{гд}$, ати), расхода природного газа ($Q_{пг}$, $м^3$/ч), расхода холодного дутья ($Q_{хол\ дут}$, $м^3$/мин) и температуры горячего дутья ($Т_{гд}$, °С) в период регистрации ЭП

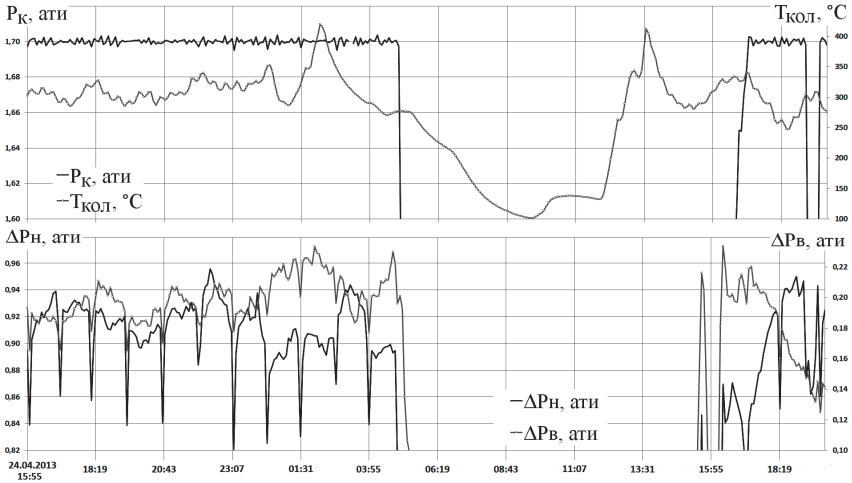


Рис.4. Изменение давления ($Р_к$, ати) и температуры ($Т_{кол}$, °С) колошникового газа, верхнего ($ΔР_в$, ати) и нижнего ($ΔР_н$, ати) перепадов статического давления в период регистрации ЭП

Второй этап исследований выполнен в условиях работы той же печи, характеризующихся, в отличие от первого этапа исследований, нестабильным тепловым состоянием ([Si] изменялся от 0,28 до 0,66%) (рис.5).

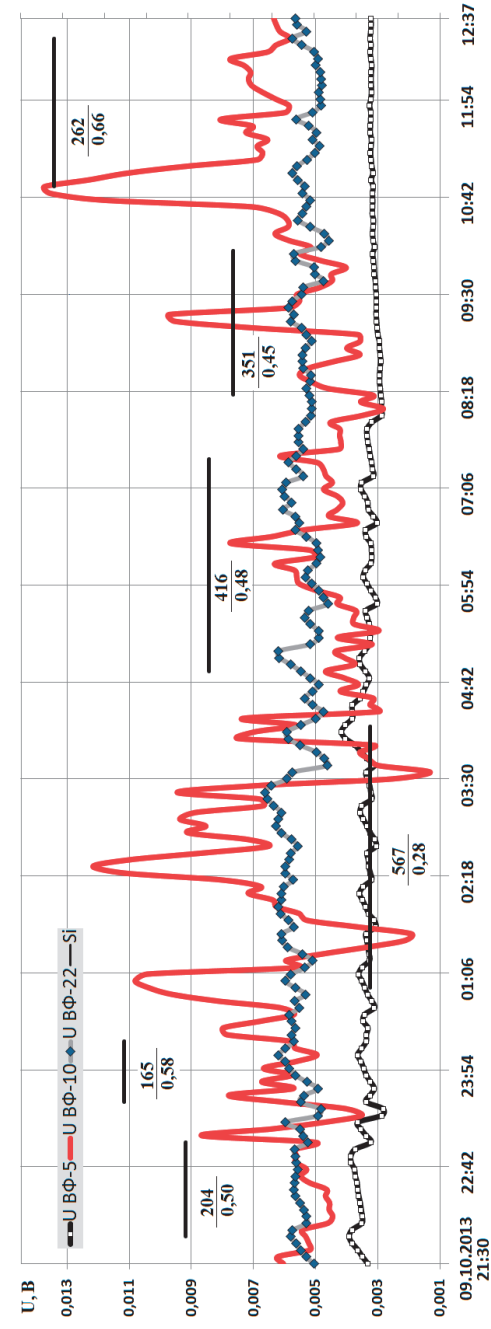


Рис.5. Изменение ЭП, регистрируемых между фурмами и кожухом доменной печи на втором этапе эксперимента (горизонтальные линии – выпуск продуктов плавки, обозначения: числитель – масса выпуска, т, знаменатель – содержание кремния в чугуне, %)

Значения ЭП измерялись между тремя фурмами – 5-ой, 10-й, 22-ой, расположенными, в отличие от первого этапа, на более значительном расстоянии друг от друга, и кожухом печи.

Как следует из анализа графика, представленного на рис.6, изменения ЭП, регистрируемые между фурмами и кожухом доменной печи, связаны с расходом природного газа, что подтверждает установленную ранее в ходе выполнения исследований на ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» между ними связь [5]. Из рис.6 видно, что прекращение подачи природного газа на ВФ-10 способствовало увеличению ЭП между этой фурмой и кожухом. Связь ЭП с расходом природного газа может быть положена в основу разработки алгоритмов управления распределением природного газа по воздушным фурмам, что предусмотрено в дальнейших исследованиях.

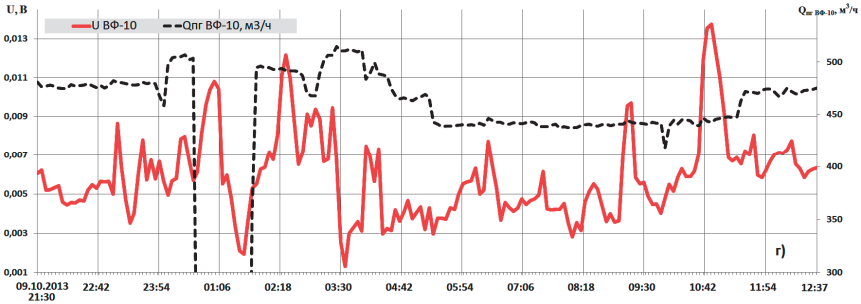


Рис.6. График изменения ЭП между воздушной фурмой №10 и кожухом печи и расхода природного газа на воздушной фурме №10 ($Q_{пг\ вф\text{-}10}$, $м^3/ч$)

Анализируя графики изменения ЭП следует отметить особый характер поведения ЭП на 10-ой фурме по сравнению с 5-ой и 22-ой фурмами. В отличие от регистрируемых на 5-ой и 22-ой фурмах, ЭП, регистрируемые на 10-ой фурме отразили возникновение электрического контакта от взаимодействия шлакового расплава с соответствующей фурмой. Поднятие уровня шлакового расплава в секторе 10-й фурмы, по нашему мнению, может свидетельствовать о перемещении тотермана при выпуске продуктов плавки в сторону этой фурмы, расположенной с противоположной стороны от чугунных леток (см. рис.1). Подтверждение этого предположения требует проведения дополнительных исследований.

ЭП, регистрируемые между кожухом и 5-ой и 22-ой фурмами, с достаточно высоким коэффициентом корреляции связаны с разностью температур на входе и выходе из системы охлаждения холодильников, установленных в области контролируемых фурм, расположенных в секторах с наибольшими температурами футеровки низа печи ($r_{xy} = –0,62$) (рис.7). Наличие этой связи позволяет предположить, что по изменению ЭП можно судить об изменении содержания кремния в чугуне.

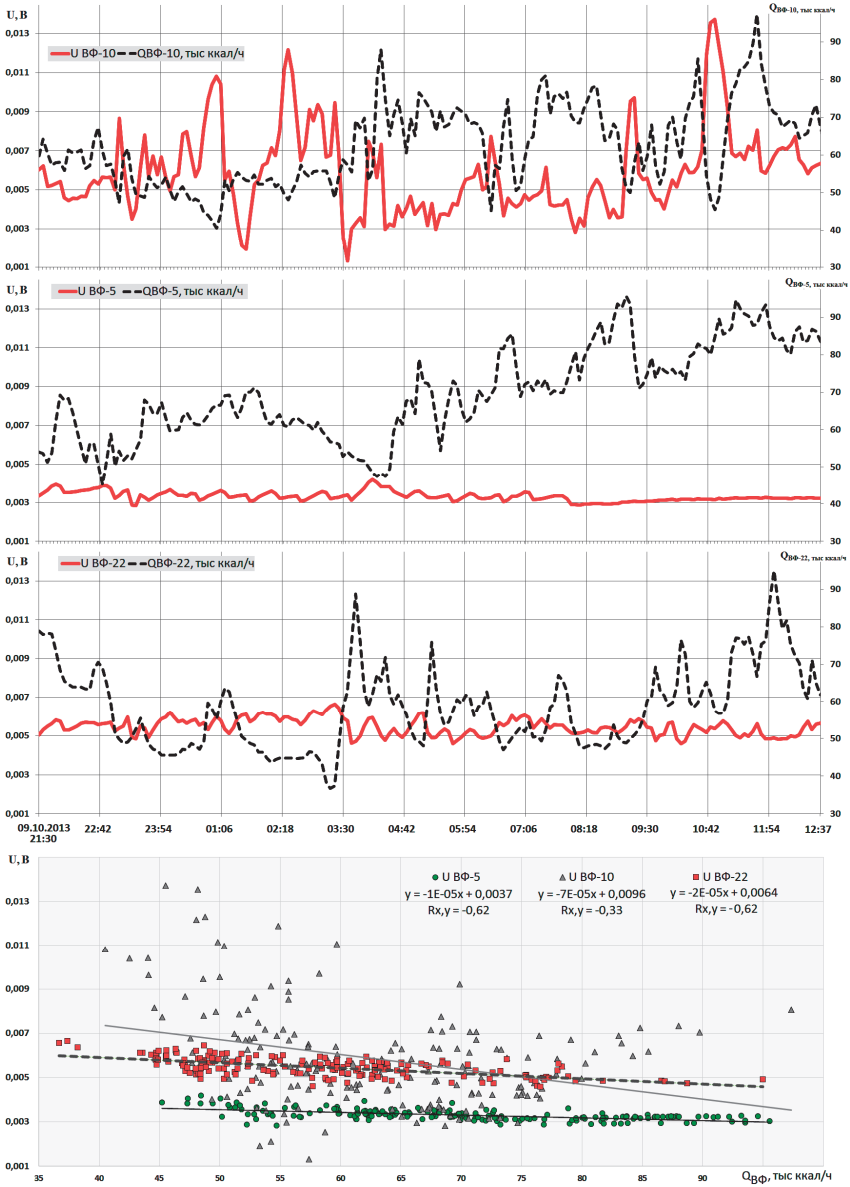


Рис.7. Графики изменения ЭП, регистрируемых между фурмами и кожухом печи, и разности температур на входе и выходе из системы охлаждения холодильников, установленных в области контролируемых фурм

Как следует из рис.5 и 7, ЭП на 5-ой и 22-ой фурмах имеют малый градиент изменения, что не позволяет установить связь изменения ЭП с

содержанием кремния в чугуне. В отличие от этих двух фурм, изменение ЭП на 10-й фурме характеризовалось значительной величиной градиента, что позволило использовать его для установления связей ЭП с содержанием кремния в чугуне. Как было сказано выше, значительное изменение ЭП на 10-й фурме явилось следствием контакта шлака с фурмой, еще одним подтверждением которого является нарушение связи ЭП с разностью температур на входе и выходе из системы охлаждения холодильников ($r_{xy} = –0,33$).

Качественная зависимость, характеризующая связь между градиентом изменения разности ЭП (ΔU) и содержанием кремния в чугуне (см. рис.5) подтверждена количественно высоким значением коэффициента корреляции (рис.8). Установленная связь может быть использована для прогнозирования содержания кремния на момент начала времени выпуска либо через какое-то время после его начала, что позволит принимать управляющие воздействия по регулированию теплового режима плавки и тем самым будет способствовать уменьшению расхода кокса.

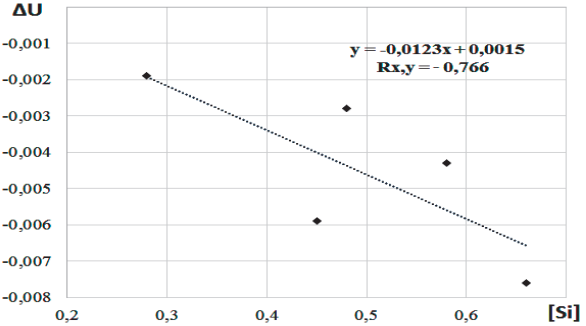


Рис.8. Связь между градиентом изменения разности ЭП и изменением содержания кремния в чугуне

Заключение. В результате выполненных исследований особенностей и характера изменений электрических потенциалов, регистрируемых между воздушными фурмами и кожухом доменной печи №3 ПАО «Енакиевский металлургический завод», установлена возможность использования электрических сигналов для контроля тепловых процессов в горне доменной печи. Выявленная связь уровня приращения сигнала ЭП и изменения содержания кремния в чугуне может быть использована для принятия управляющих воздействий по регулированию теплового режима плавки.

1. *Обзор* исследований образования в доменной печи электродвижущей силы / И.Г. Муравьева, Ю.С. Семенов, С.И. Семыкин, и др. // «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». Сб. научн. тр. ИЧМ. – 2012. – Вып. 26. – С.108–119.
2. *Исследование* особенностей рафинирования железоуглеродистого расплава при наложении низковольтного электрического потенциала / С.И.Семыкин.,

В.Ф.Поляков, Е.В.Семыкина, Т.С.Кияшко. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. – № 7. – С.58–62.

3. *Семыкин С.И., Поляков В.Ф.* Применение электрического воздействия малой удельной мощности при кислородно-конвертерной плавке стали // Сталь. – 2014. – №9. – С.12–16.
4. *Лабораторное* исследование процесса ковшевой десульфурации чугуна порошковой известью и гранулированным магнием при наложении на расплав низковольтного электрического потенциала / С.И.Семыкин, В.Ф.Поляков, Т.С.Голуб и др. // «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». Сб. научн. тр. ИЧМ. – 2014. – Вып. 28. – С.132-136.
5. *Оценка* возможности использования электрических потенциалов, регистрируемых между фурмами и кожухом, для анализа процессов в горне доменной печи / В.И.Большаков, С.И.Семыкин, И.Г. Муравьева и др. // Металлург. – 2013. – №. 11. – С.29–35.
6. *Дорофеев В.Н., Новохатский А.М.* О возникновении разности электропотенциалов на кожухе доменной печи // Известия Вузов. Черная металлургия. – 1984. – №1. – С.24–28.
7. *Новохатский А.М., Дорофеев В.Н., Михайлюк Г.Д.* Система контроля работы горна доменной печи // Теория и практика производства чугуна, труды международной научно-технической конференции, посвященной 70-летию КГГМК “Криворожсталь”, 2004. – С.534–537.

Статья рекомендована к печати
канд.техн.наук Н.М.Можаренко

Ю.С.Семенов, І.Г.Муравйова, В.Ф.Поляков, С.І.Семикін, В.В.Горупаха, О.В.Наследов., П.Г.Прокопенко, Н.М.Саприкін, А.С.Хайбулаев

Дослідження можливості використання електричних потенціалів у горні доменної печі для оцінки теплового стану

Представлено результати експериментальних досліджень особливостей і характеру змін електричних потенціалів (ЕП), що реєструються між повітряними фурмами і кожухом доменної печі. Виявлено зв'язок рівня збільшення сигналу ЕП і змістом кремнію в чавуні. На підставі отриманих даних встановлено можливість використання електричних сигналів для контролю теплових процесів у горні доменної печі.

Ключові слова: доменна піч, теплові процеси, електричні потенціал, контроль, кремній

Yu.S.Semenov, I.G.Muraveva, V.F.Poliakov, S.I.Semykin, V.V.Gorupaha, A.V.Nasledov, P.G.Prokopenko, N.M.Saprykin A.S.Khaibulaev

Study of possibility to use the electric potentials in the hearth of the blast furnace to evaluate the thermal state

The results of experimental studies of the characteristics and nature of changes in electric potentials (EP), recorded between air lances and the casing of the blast furnace. The connection of the signal level increment EP and change in the silicon content in the iron. Based on these data, the possibility of using the electric signals for monitoring the thermal processes in the hearth of the blast furnace.

Keywords: blast furnace, thermal processes, electrical capacity, control, silicon

УДК 669.162.261.3

А.М.Кузнецов[1], А.Г.Коваленко[1], А.В.Зубенко[1], В.В.Горупаха[2], А.С.Нестеров[2], Н.М.Можаренко[2], Ю.С.Семенов[2]

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ ЗАДУВОК ДОМЕННЫХ ПЕЧЕЙ ПОСЛЕ ОСТАНОВОК РАЗЛИЧНОЙ ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТИ

[1] ПАО «Енакиевский металлургический завод»
[2] Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины

Представлены особенности задувок доменных печей после остановок различной продолжительности и различном характере стоянки. Сформулированы основные положения регламента задувок. Обобщен опыт задувок доменных печей ПАО «Енакиевский металлургический завод» после длительной остановки без выпуска козлового чугуна. Показана возможность сохранения огнеупорной футеровки, конструкций и оборудования доменной печи после длительной остановки.

Ключевые слова: доменная печь, длительная остановка, задувка печи, футеровка

Современное состояние вопроса. Остановка доменных печей (ДП) ответственное и неэкономичное мероприятие, которого, по возможности, стараются избегать. Остановки печей осуществляют преимущественно для проведения капитальных ремонтов, которые по объему выполняемых работ делятся на ремонты I, II и III-го разрядов. Реже, под влиянием экономических и организационно-технических факторов проводят вынужденную остановку печей на консервацию. В зависимости от продолжительности и проводимых мероприятий стоянки можно условно разделить на три вида:

– «холодная» (без козлового чугуна в горне);

– «горячая» (непродолжительные стоянки с частичной или полной выдувкой шихты);

– «условно горячая» или «теплая» (продолжительная стоянка без выпуска или с частичным выпуском козлового чугуна и выгребкой материалов из горна доменной печи).

В соответствии с видом стоянки выбираются режимы загрузки и задувки доменных печей, регламентируемые технологическими инструкциями. Задувки после капитального строительства можно отнести к задувкам после холодной стоянки с рядом особенностей. Задувка доменных печей после стоянок в течение 5–10 суток хорошо изучена и не представляет сложностей для персонала доменного цеха, так же отработано большое количество способов таких задувок позволяющих выводить доменные печи на нормальный режим работы уже через 36–48 часов при форсированной раздувке [1-3]. Затруднения вновь построенных печей и выдутых на консервацию или капитальный ремонт

1-го разряда связаны с настройкой и пуском механизмов, проведения промышленных испытаний и наладкой нового оборудования.

При задувке доменных печей после холодной или горячей стоянки придерживаются основных технологических положений:

1. Обеспечение на начальном этапе прогрева горновыми газами нижней и центральной части доменной печи по высоте. Создание и поддержание температурно-теплового уровня, обеспечивающего фильтрацию шлаковых расплавов из первых шихт, накопление и выпуск жидких продуктов плавки.

2. Прогрев вышележащих шихтовых материалов, обеспечение поступления необходимого тепла на теплоаккумуляцию и плавление. Продукты плавки, поступающие из первых шихт должны обеспечить необходимую степень офлюсования золы кокса и перенести достаточное количество тепла из зоны нагрева-плавления в горн доменной печи, для исключения «закозления» и обеспечения умеренного прогрева футеровки по высоте ДП во избежание «теплового удара».

3. Увеличение порозности шихты по высоте доменной печи за счет горения кокса на фурмах и подпора создаваемого дутьем, формирование устойчивых фурменных очагов, обеспечивающих ровный сход шихты.

4. Формирование чугуна и шлака в соответствии с заданием раздувочного периода, обеспечение их дренажа, накопления и удаления из печи.

5. Формирование газодутьевого и газодинамического режимов работы печи удовлетворяющих заданному уровню производства, расходным показателям и обеспечение устойчивого технологического состояния в ходе раздувки.

При традиционной задувке доменных печей после холодной или горячей стоянки с полной выдувкой шихты задувочные шихты располагают по следующему принципу: 0 и 1-е шихты предполагают, наличие только кокса и заполняют нижний объем печи по высоте, включая заплечики и распар; 2-я шихта располагается по высоте печи выше уровня распара – низа шахты (не менее 8 м от оси воздушных фурм) и включает в себя кокс и флюсующие материалы с низкой рудной нагрузкой 0,55–0,70; 3-я и последующие шихты уже содержат кроме кокса и флюсов также «рабочие» метало-шлаковые составляющие шихты с постепенным увеличением рудной нагрузки к колошнику доменной печи, обеспечивающие прогрев чугуна с содержанием в нем кремния 2,5–3,0 % и выход шлака около 1 т/т чугуна. При этом общая рудная нагрузка задувочной шихты в печи может значительно отличаться на различных комбинатах в зависимости от технологии раздувки и применяемых материалов в качестве задувочных шихт, и обычно изменяется в пределах 0,6–0,9 ед.

Дутьевые параметры при задувке печи в первые 8 часов должны обеспечивать теоретическую температуру горения на уровне 1800–

2000°С, что создает условия для ускоренной аккумуляции тепла в нижней (горн) и средней (заплечики, распар) областях по высоте печи. При условии достижения устойчивого схода шихтовых материалов и нормальной работы фурм, через них через 8 часов с момента задувки печи, производится подача природного газа, при этом теоретическая температура горения снижается до уровня 1650–1750 °С. Это будет способствовать перемещению области высоких температур в верхнюю часть печи, где расположена основная масса железорудных материалов, и ускоренному их прогреву. Расход природного газа увеличивается каждые 4–6 часов. После первого или второго выпуска и при условии устойчивого температурно-теплового состояния печи (главным образом, температуры и состава продуктов плавки, устойчивого схода шихты, нормальной работы тракта шихтоподачи и загрузочного устройства) следует начинать форсировку хода печи с увеличением расхода дутья до 1,35–1,45 $м^3/м^3$ объема печи при закрытии дополнительно 15–25 % воздушных фурм, доведением температуры дутья до 950–1000 °С и теоретической температуры горения до 2000–2050 °С

Основные исходные данные для расчета задувочной шихты и выбора дутьевого режима для «традиционной» задувки приведены в табл.1.

Пуск доменных печей после «условно горячей» стоянки порядка 30 суток или после торкретирования шахты печи с большим процентом отскока без выгребки материалов из горна и выпуска козлового чугуна представляет бóльшую сложность и требует обсуждения и обобщения опыта задувок в таких условиях. В первом случае в горне остается частично или полностью застывший чугун, причем уровень чугуна в горне подходит к уровню леток, а коксовая насадка в горне может быть заполнена вязкими или затвердевшими шлаками, во втором – плотный тугоплавкий слой на поверхности шихты, твердеющий при нагреве и препятствующий прохождению печных газов и опусканию материалов с верхних горизонтов. В таких условиях интенсификация газодутьевых и шихтовых условий в раздувочный период может привести к негативным последствиям: значительным обрывам шихты, «закозлению» металлоприемника и как следствие, нарушению сплошности футеровки, разрывам брони и системы охлаждения доменных печей, устранение которых приводит к увеличению времени вывода печи на нормальный технологический режим, потерям производства и снижению дальнейшей эксплуатационной надежности доменных печей. В настоящее время общепринятыми требованиями при задувке печей после продолжительной условно-горячей стоянки и ремонта с торкретированием шахты являются – секторная задувка на уменьшенном количестве воздушных фурм и пониженный темп наращивания газодутьевых параметров.

Таблица 1. Исходные данные для выбора задувочной шихты и дутьевого режима при задувке доменный печей [4]

п/п №	Параметр	Рекомендации для расчета задувочной шихты и выбора дутьевого режима
1.	Шихтовые материалы	Кокс, агломерат задувочный и текущего производства, железная руда, конвертерный шлак, шлаковый щебень, известняк
2.	Рудная нагрузка на весь объем задувочной шихты, т/т	0,60–0,75
3.	Рудная нагрузка в верхней железорудной шихте, т/т	2,2–2,8
4.	Состав чугуна, %: [Si]; [S]; [Mn], [P]	 3,0–3,5 до 0,05 не задаются*)
5.	Основность шлака 1 (CaO/SiO_2)	0,95–1,10
6.	Количество шлака, кг/т чугуна	750–1000
7.	Подготовка горна	На лещади формируют защитный слой, в условиях Украины чаще всего загружают щебенку или шлакопемзу слоем 350–400 мм или оставляют часть материала на лещади при неполной выгребке материалов; в условиях наличия в регионе дешевого леса или железнодорожных шпал, защиту лещади, горна и фурм выкладывают этими материалами; в летки устанавливают трубы с перфорацией диаметром 80–120 мм и держат их открытыми до появления жидкого расплава.
8.	Воздушные фурмы	Печь обычно задувают на все воздушные фурмы рабочего диаметра. При медленном темпе раздувки с расходом дутья 0,4–0,5 ед. объема печи в минуту ее останавливают через 12 часов на закрытие 15–25 % фурм. При более интенсивном темпе раздувки, в зависимости от принятой степени форсировки, печь останавливают на закрытие воздушных фурм через сутки
9.	Скорость истечения дутья, м/с	Не менее 150, необходимо принять все меры для достижения скорости истечения дутья 175 м/с и более
10.	Температура дутья, °С	При задувке 700–750°С, после зажигания кокса снизить до 450–550°С, затем медленно повышается согласно принятому графику раздувки.

п/п №	Параметр	Рекомендации для расчета задувочной шихты и выбора дутьевого режима
11.	Расход дутья, ед. объема печи в минуту	Начальный расход дутья 0,5–0,6. К концу первых суток раздувки печи расход дутья должен достигать 0,9–1,0. Расход дутья необходимо увеличивать с опережением в сравнении с температурой дутья
12.	Подача природного газа	Для условий Украины не ранее чем через 12 часов после задувки. Обычно подача природного газа осуществляется после первого выпуска
13.	Теоретическая температура горения, °С	До первого выпуска 1800–2000 °С. Регулируется параметрами комбинированного дутья

*) – современные положения задувок регламентируют содержание [Mn] в чугуне

Нормативными документами и технологическими инструкциями предприятий допускается остановка с частичной выдувкой на срок не более 45 суток при удовлетворительном техническом состоянии печи. В случае остановки на срок более 45 суток печь должна быть полностью выдута с выпуском верхнего «козлового» чугуна и выгребкой шихты [4]. В редких случаях, под влиянием форс-мажорных факторов, проводят аварийную остановку и консервацию доменных печей, длительность которой может превысить нормативно допустимую. При значительной продолжительности стоянки доменной печи (сверх регламентированной) без выпуска козлового чугуна, шихтовые материалы в нижней части печи, в «обычных условиях» выполняющие роль теплоизоляционного и теплоаккумуляционного слоя, не обеспечивают сохранность минимально необходимого температурно-теплового резерва [5]. Большинство известных случаев сохранения чугуна «мертвого слоя» в жидком текучем состоянии относятся к доменным печам малого объема начала-середины прошлого столетия, в которых применялся отличающийся коренным образом от современных печей концептуальный подход к системам охлаждения и футеровке. Современные доменные печи оснащаются водяным подлещадным охлаждением и более интенсивным охлаждением холодильных плит, которые при наличии футеровки низа печи, обладающей хорошей теплопроводностью, обеспечивают более низкие температуры по толщине блоков и на их внутренней «рабочей» поверхности. Поэтому, несмотря на эволюционное увеличение объема «мертвого слоя» современных доменных печей, создаются условия затвердевания расплавленных масс в металлоприемнике и «закозления» печей в случае длительной стоянки. При разогреве печи в процессе задувки происходит термическое расширение оставшегося в печи затвердевшего чугуна и создания значительного внутреннего давления, в том числе и на стенки горна, и может привести к нарушению сплошности ограждения доменной печи. На процесс термического расширения «козлового» чугуна влияют многие факторы – распределение температур

по его высоте и радиусу, изменение химического состава чугуна и его механических свойств (модуля упругости), фазовые превращения – α-γ переход и др.

При достаточном подводе тепла к застывшим «козловым» массам проплавленными продуктами плавки к верхней поверхности «козла», наибольший разогрев их будет происходить в центрально-промежуточной зоне, наименьший – в периферийной, таким образом максимальные силы за счет термического расширения чугуна при нагреве будут сосредоточены на периферии в направлении стенок горна доменной печи. Исходя из этого, необходимо создать условия для максимального подвода тепла к периферийной части одного сектора по окружности [6], который, при переходе в нем чугуна в вязко-пластичное состояние, будет выступать компенсатором термических напряжений «периферийного» кольца. Затем необходимо обеспечить постепенное увеличение разогретой части сегмента кольца в большей мере, чем прогрев центральной части. Учитывая, что наибольший разгар горна и скопление продуктов плавки располагается в секторах чугунных леток, а также необходимость создания и поддержания дренажа между фурмами и леткой, задувку печи необходимо производить в секторе чугунной летки с большей продолжительностью и малым количеством открытых воздушных фурм, сосредоточить в этой зоне накопление продуктов плавки и их удаление. Продукты плавки, на этом этапе должны обладать повышенной легкотекучестью для большего гидравлического (размывающего) воздействия на застывшие массы в этой зоне.

Изложение основных материалов исследований. Возникшие форс-мажорные обстоятельства, повлекшие за собой практически полное прекращение поставок сырья и энергоресурсов в июле-августе 2014 г. на ПАО «Енакиевский металлургический завод» (ЕМЗ), привели к экстренной незапланированной остановке доменных печей цеха. В итоге, длительность стоянки доменных печей значительно превысила нормативно допустимую продолжительность в 45 суток практически в два раза. Последующий положительный опыт задувки доменных печей специалистами доменного цеха, технического управления ПАО «ЕМЗ» при участии специалистов ИЧМ позволил обобщить эти результаты и на их основе сформулировать основные технологические положения задувки после стоянок превышающих 45 суток без выпуска козлового чугуна и выгребки материалов. Практическое использование этих технологических положений при задувке печей после вынужденных продолжительных стоянок позволило избежать критических уровней распирающих напряжений. Измеряемые в процессе задувок печей напряжения в кожухе, возникающие при термическом расширении остывших материалов не превысили критических значений приводящих к разрыву брони.

Доменная печь № 5 была остановлена на длительную стоянку в режиме горячей консервации с выдувкой ее до уровня заплечиков без

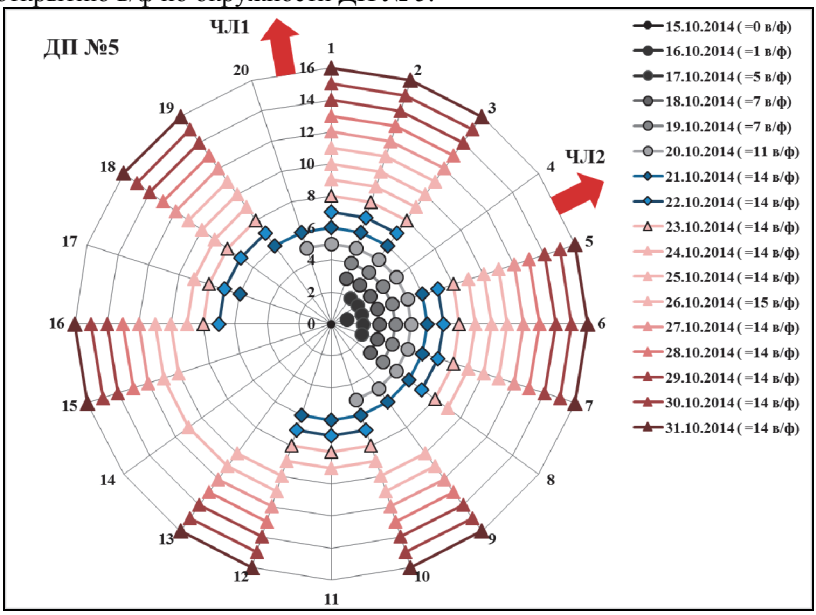
выдачи «козлового чугуна» и выгребки материалов из горна в первой смене 28.07.2014 г., а в третьей смене 15.08.2014 г. была выдута на горячую консервацию ДП № 3. В октябре–ноябре 2014 г. после улучшения сложившейся ситуации с поставками сырья было принято решение о задувке доменных печей цеха, 16.10.2014 г. началась задувка ДП № 5 после стоянки **80** полных суток, 10.11.2014 г. задули ДП № 3 после стоянки **87** суток.

Выбор шихтовых материалов задувочной шихты. Для формирования задувочной шихты были использованы традиционные для задувки компоненты шихты ПАО «ЕМЗ»: кокс (преимущественно АКХЗ), конвертерный шлак располагаемый, преимущественно, в последних задувочных шихтах и гранулированный шлак доменного производства. В целом задувочная шихта обеспечила рудную нагрузку на весь объем 0,10–0,15 ед. Выбор в пользу доменного шлака был обусловлен его свойствами, а именно низкой, в сравнении с шлаком конвертерного производства, температурой и теплотой плавления. Малый выход продуктов плавки из задувочной шихты позволил значительно увеличить продолжительность прогрева печи горновыми газами, сход шихты обеспечивался, в основном, за счет горения кокса на фурмах, оставшиеся в металлоприемнике после выдувки продукты плавки позволили частично офлюсовать золу кокса и защитить горн. Так же, на подготовительном и начальном этапе задувки печей, проводилась вспомогательная загрузка плавикового шпата непосредственно через воздушные фурмы, который имея низкую температуру плавления и высокую подвижность при низких температурах, обеспечил дополнительное размывающее воздействие на материалы между воздушными фурмами и леткой, улучшив, таким образом, фильтрацию продуктов плавки.

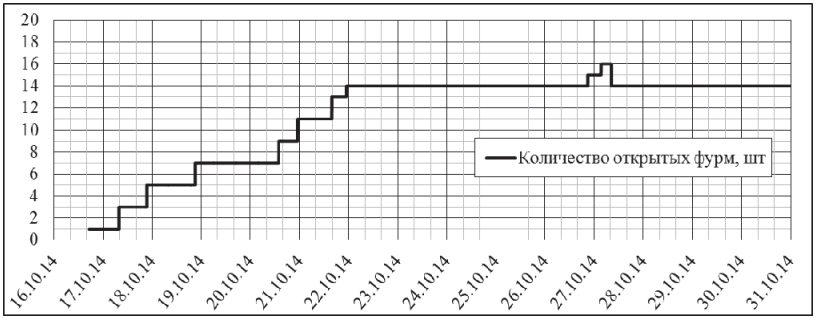
Рациональная загрузка шихты в рабочее пространство доменной печи. Программы загрузки в задувочный и раздувочный периоды выбирались с целью уменьшить рудную нагрузку на периферии доменных печей при разгруженном центре. Такой подход был выбран ввиду необходимости поддержания постоянного схода шихты для накопления бóльшего количества продуктов плавки в периферийной зоне в районе открытых воздушных фурм при низкой интенсивности хода раздувки и прогрева низа печи. На ДП № 5 использовалась традиционная для конусных загрузочных устройств система загрузки. На ДП № 3 при загрузке задувочной шихты и на протяжении всего раздувочного периода использовались, рекомендованные ИЧМ программы загрузки, на начальном этапе раздувки использовалась программа загрузки, характеризующаяся уменьшенной рудной нагрузкой в периферийной зоне доменной печи для обеспечения умеренно развитого периферийного газораспределения.

Динамика открытия воздушных фурм по окружности доменных печей. Задувка ДП № 5 началась 16.10.2014 г. в третьей смене на одну

воздушную фурму (в/ф) № 5, 17.10.2014 г. в 07:10 и в 21:00 по две соседние фурмы, через сутки еще 2 шт., таким образом во вторые сутки от начала задувки было открыто 5 в/ф (25 %). Через сутки работы открыли еще две в/ф и продолжали задувку на 7 фурмах (30 %) на протяжении 1,5 суток (рис.1) При достижении стабильного появления значительных масс чугуна на летках в течение следующих трех суток увеличили динамику открытия воздушных фурм (до достижения 70 % от общего количества) и перезакрытие их для перехода от секторной задувки к равномерному открытию в/ф по окружности ДП № 5.



а)

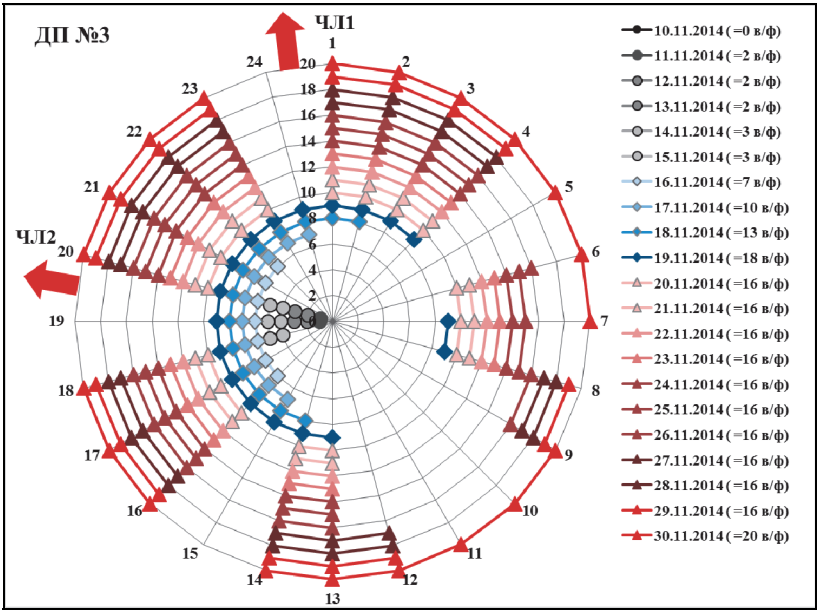


б)

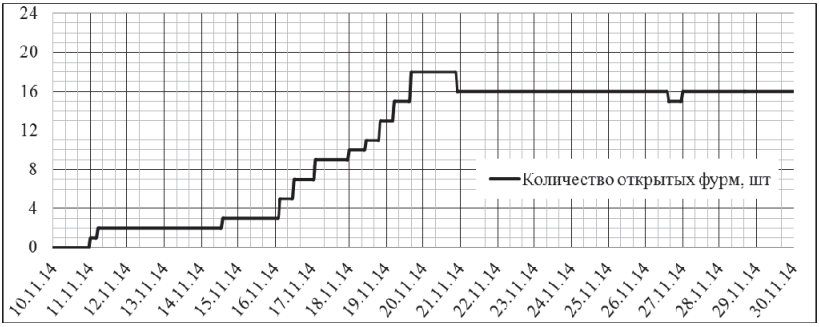
Рис.1. Схема расположения (а) и динамика открытия воздушных фурм (б) по окружности печи в период задувки и раздувки ДП № 5

Задувка ДП № 3 началась с открытыми в/ф 19-20, расположенными в секторе чугунной летки № 2 (рис.2). Работа с малым количеством

открытых воздушных фурм длилась 5 суток, затем динамика открытия в/ф составила порядка 2 шт. в 12 часов. Открытие фурм проводилось равномерно относительно оси чугунной летки № 2 в раздувочном секторе, затем, по истечению 7 суток от начала задувки, с небольшим смещением в сторону чугунной летки № 1 (рис.2а). После достижения 75 % открытых воздушных фурм, на 10-е сутки от начала задувки было проведено их перезакрытие и переход к более равномерному расположению отрытых и закрытых в/ф по окружности доменной печи, количество открытых фурм, при этом, было уменьшено до 16 шт.



а)



б)

Рис.2. Схема расположения (а) и динамики открытия воздушных фурм (б) по окружности печи в период задувки и раздувки ДП № 3

Как видно из представленных схем, динамика открытия воздушных фурм на ДП № 5 была интенсивнее, чем на ДП № 3. Это было связано, прежде всего, с ограничениями поставок доменного сырья в период раздувок и невозможностью обеспечения бесперебойной работы всех доменных печей цеха. Такая ситуация негативно сказалась на продолжительности дальнейшего периода раздувки и выводе печей на рабочие параметры работы.

Газо-дутьевые параметры в период задувки и раздувки доменных печей. Практикой установлено, что превышение критических значений внутреннего напряжения металлических конструкций и разрывы брони при задувке «замороженных» доменных печей происходят, в основном, на 10–15 сутки от начала задувки. При этом рост термических напряжений в системах ограждения начинается значительно раньше. Поэтому выбранный регламент работы в начале задувочного периода предусматривал сдержанный темп наращивания газо-дутьевых и теплоэнергетических параметров, для ослабления влияния термических расширений и их деконцентрации в нижней зоне доменной печи. Для предотвращения ухудшенного дренажа из-за уменьшения скорости прогрева в нижней части печи и возможного прихода недостаточно нагретых продуктов плавки (в основном золы кокса, в отсутствии в первых задувочных шихтах, традиционного в таких случаях, конвертерного шлака и малой общей рудной нагрузки) необходимо обеспечить разогрев кокса и материалов в зоне «рабочей» чугунной летки и выше – до уровня воздушных фурм до начала задувки. Это было достигнуто путем установки в чугунную летку труб, через которые подавался природный газ и воздух для его горения.

Как было сказано ранее, ограничения поставок сырья ограничили необходимый уровень рабочих параметров после раздувочного периода на ДП № 5 и увеличили продолжительность вывода ДП № 3 на рабочие параметры. Динамика изменения основных газодинамических параметров представлена на рис.3а и 3б.

Раздувка на малом количестве открытых воздушных фурм на ДП № 5 и ДП № 3 обеспечила уменьшенный расход холодного дутья на протяжении первых трех и пяти суток соответственно, затем после прогрева сектора чугунной летки и начала опускания первых облегченных подач в печь (рис.3а), началось постепенное наращивание расхода дутья и соответственного открытия в/ф. Температура горячего дутья в задувочном периоде плавно увеличивалась от 400–500 °С в первые сутки работы печей до 600–750 °С в последующие 4–5 суток. Пониженная температура дутья 750–850 °С сохранялась до начала увеличения интенсивности схода подач и увеличения рудной нагрузки до 2 ед. и более. Такой режим задувки обеспечил достижение теоретической температуры дутья в 2000 °С на ДП № 5 в первые сутки работы (рис.4). В процессе раздувки ДП № 3 теоретическая температура горения плавно увеличивалась до

1900 °С в первые двое суток, затем ее рост замедлился до ~50 °С/сутки и достигла значения 2000 °С после пяти суток от начала задувки печи. Дальнейшее ее увеличение при начале форсирования задувки печи компенсировалось подачей природного газа на воздушные фурмы (рис.4 и 5).



а)



б)

Рис.3а. Расход холодного дутья в период задувки и раздувки после длительной стоянки ДП № 5 (а) и ДП № 3 (б)



а)



б)

Рис.3б. Давление горячего дутья в период задувки и раздувки после длительной стоянки ДП № 5 (а) и ДП № 3 (б)

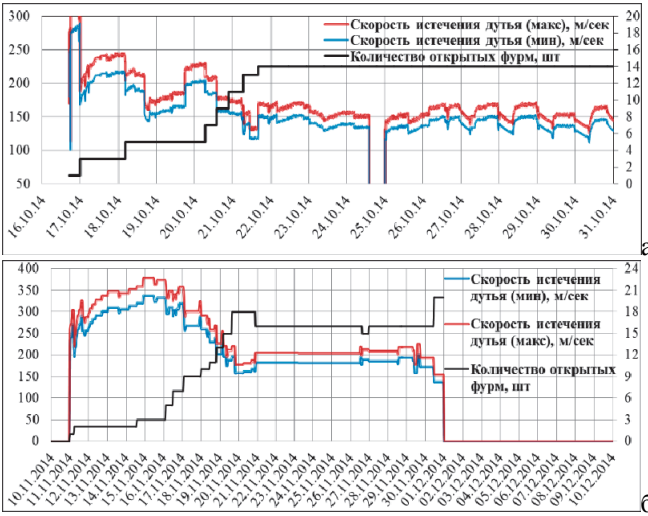


Рис.4а. Скорость истечения дутья из воздушных фурм в период задувки и раздувки после длительной стоянки ДП № 5 (а) и ДП № 3 (б)

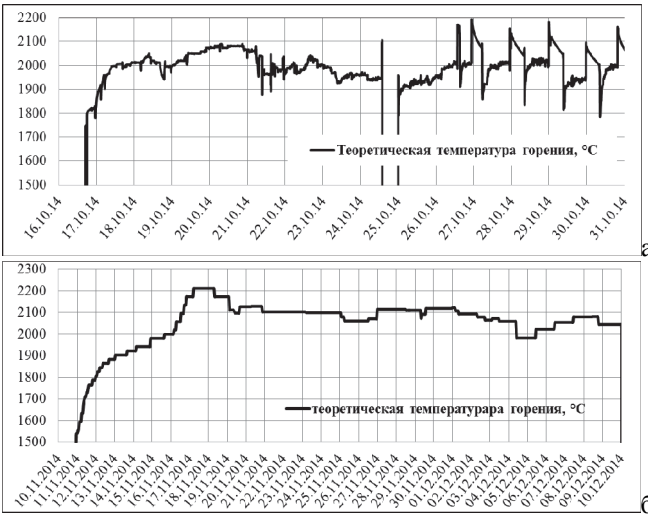


Рис.4б. Теоретическая температура горения в период задувки и раздувки после длительной стоянки ДП № 5 (а) и ДП № 3 (б)

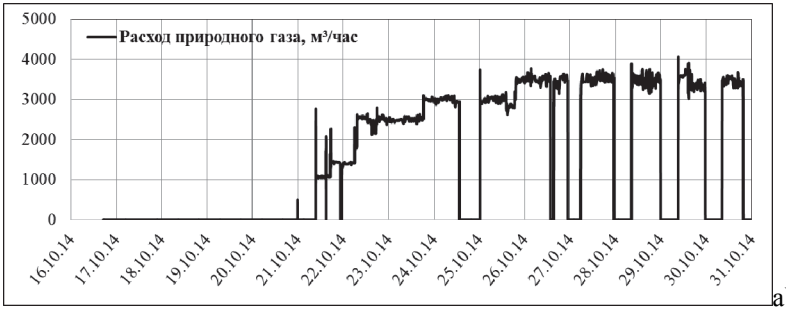
Скорость истечения дутья из в/ф в начале задувки доменных печей обеспечивалась за счет малого количества открытых фурм в сочетании с пониженным расходом холодного дутья. На ДП № 5 в начальном периоде скорость истечения дутья составляла ≈200 м/с и по мере открытия в/ф уменьшилась до 150 м/с (рис.4а и 4б). На ДП № 3 скорость истечения

дутья на начальном этапе увеличивалась от 250 до 350 м/с, затем по мере открытия в/ф и форсирования задувки уменьшилась до ~200 м/с.

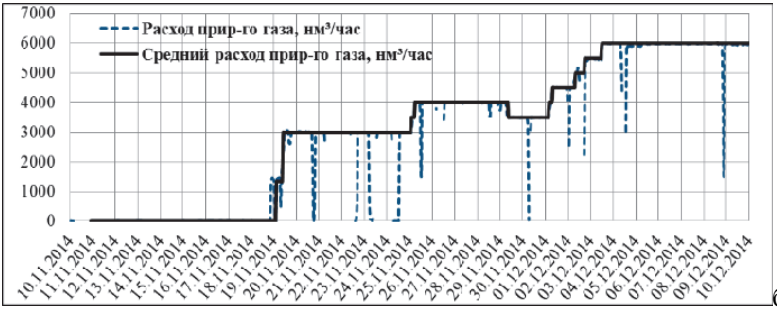
Совместно с началом увеличения расхода дутья, доменные печи были подключены к заводским системам доменного газа в третьи и седьмые сутки от начала задувки для ДП № 5 и ДП № 3, соответственно, еще через сутки на фурмы был подан природный газ. На данном этапе начало формироваться газораспределение в столбе шихты и соответствующий общий и частные перепады давлений на доменных печах (рис.5а–в). Верхний перепад давлений на ДП № 3 начал формироваться на четвертые сутки от начала задувки печи и к седьмым суткам достиг ~0,17-0,19 кгс/см². По мере увеличения количества загружаемых материалов, увеличения рудной нагрузки и формирования устойчивого газораспределения в столбе шихты верхний перепад давления установился на уровне 0,12–0,15 кгс/см².

Скорость увеличения температуры колошникового газа в период раздувки печей начала значительно повышаться после прогрева всего столба кокса, ввиду малого количества рудной составляющей задувочной шихты. Значительное ее увеличение компенсировалось опусканием в печь подач и увеличением рудной нагрузки (рис.6а, 6б и 7). Малая скорость истечения дутья из в/ф при подаче через них природного газа, наряду с общим увеличением сопротивления шихты при увеличении рудной нагрузки, как и следовало ожидать, вызвала переток печных газов к периферии и увеличение протяженности по высоте высокотемпературной периферийной зоны и повышение температуры периферийных газов на колошнике (рис.6а и 6б).

После начала схода шихты при загрузке ДП № 5 в раздувочный период, в качестве железорудной шихты применялся агломерат местной аглофабрики с пониженной, относительно обычной, основностью, а в качестве флюсующего и шлакообразующего материала – гранулированный шлак. После первой недели раздувки, в ЖРЧ шихты начали вводить окатыши в количестве до 20 % и шлак конвертерного производства в качестве флюса. На ДП № 5 использовалась традиционная в таких случаях система загрузки КРРК↓3,5 → ↓1,7 м. Материалы задувочной шихты и загружаемые в течении первых 7-ми дней обеспечили выход шлака более 1 т/т чугуна. Как видно из рис.7а ДП № 5 уже на вторые сутки начала брать до 20 подач в смену при рудной нагрузке ~ 1,2 т/т. После повышения давления дутья под колошником сход шихты в третьи-четвертые сутки немного замедлился, после чего интенсивность подач начала расти на ~ 12 подач/смену, рудную нагрузку при этом тоже увеличивали до 2,7 т/т. Отсутствие достаточного количества рудного сырья не позволило в дальнейшем увеличивать интенсивность плавки, рудная нагрузка при этом была близка к рабочей и составляла ≈ 3,2–3,4 т/т.



а)

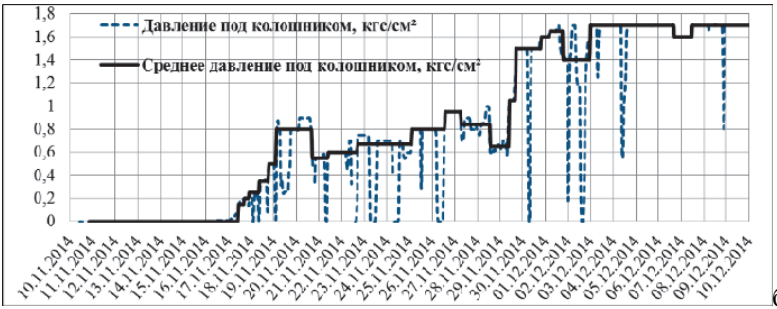


б)

Рис.5а. Расход природного газа в период задувки ДП № 5 (а) и ДП № 3 (б)

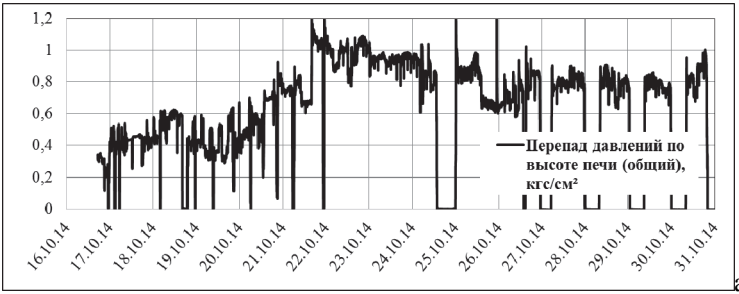


а)

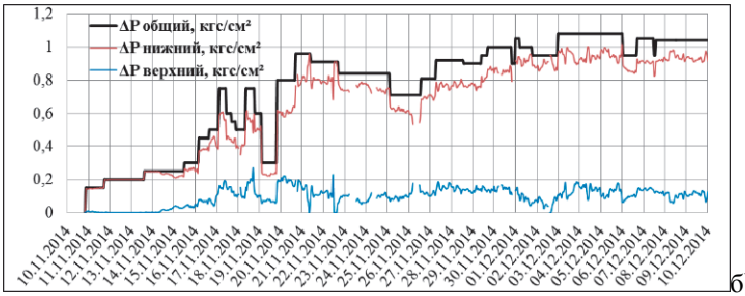


б)

Рис.5б. Давление под колошником в период задувки ДП № 5 (а) и ДП № 3 (б)

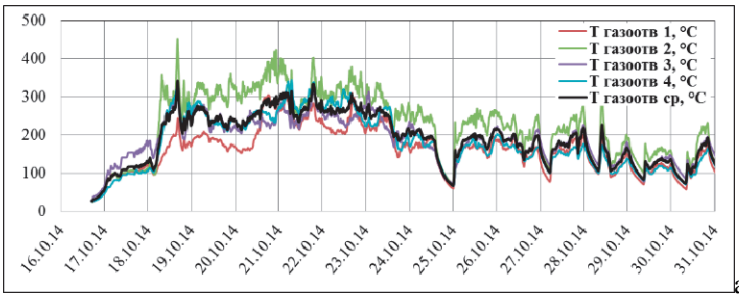


а)

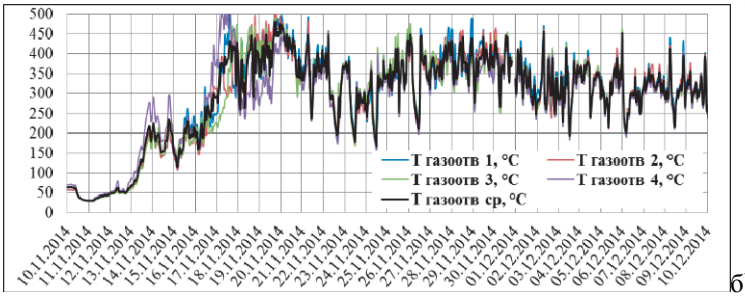


б)

Рис.5в. Перепады давлений в период задувки ДП №5 (а) и ДП №3 (б)

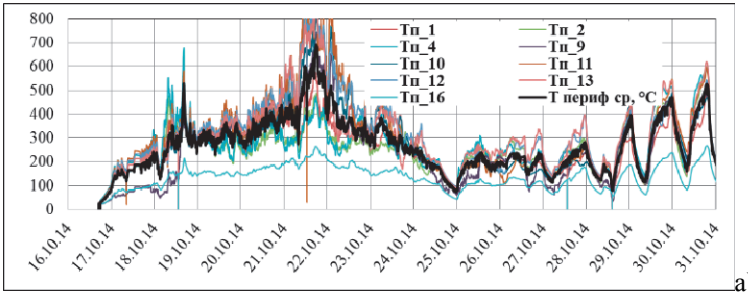


а)

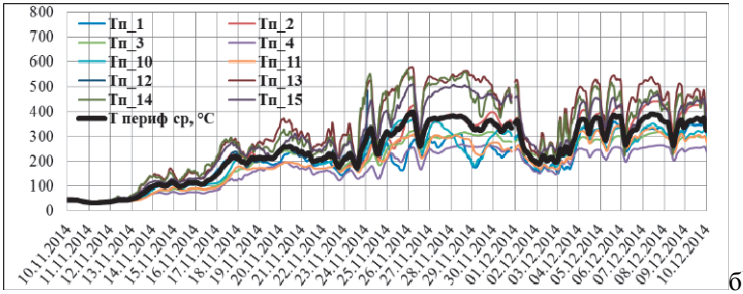


б)

Рис.6а. Изменение температуры колошникового газа (в газоотводах) в период задувки и раздувки после длительной стоянки ДП №5 (а) и ДП №3 (б)

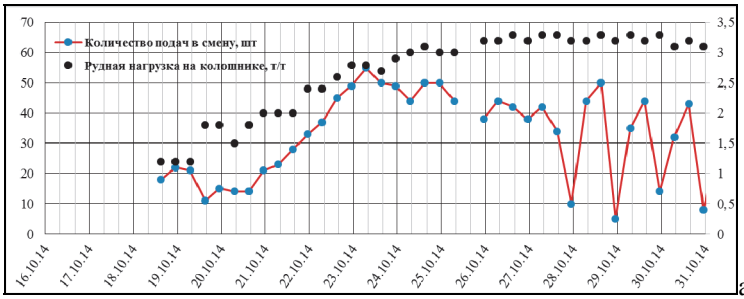


а)

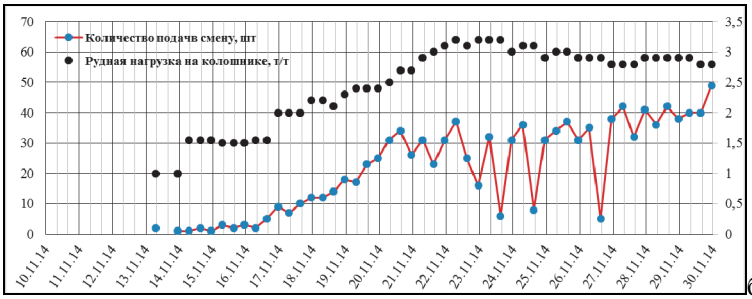


б)

Рис.6б. Изменение температуры периферийных газов в период задувки и раздувки после длительной стоянки ДП № 5 (а) и ДП № 3 (б)



а)



б)

Рис.7. Изменение рудной нагрузки и количества подач в смену в период раздувки ДП № 5 (а) и ДП № 3 (б) после длительной стоянки

В начальном периоде раздувки ДП № 3 ЖРЧ шихты составляли окатыши СевГОКа и агломерат местного производства основностью 1,11–1,33 ед в соотношении 50/50÷70/30 %. В качестве флюса и шлакообразующей составляющей использовался гранулированный доменный шлак в небольшом количестве, в последующем – шлак конвертерного производства. На протяжении начального этапа раздувочного периода использовалась, предложенная ИЧМ, программа загрузки, характеризующаяся уменьшенной, по сравнению с базовой программой, рудной нагрузкой в периферийной зоне доменной печи для обеспечения умеренно развитого периферийного газораспределения. В конце ноября 2014 г. в составе шихты использовалось более 50% окатышей в смеси с агломератом, для минимизации концентрации окатышей в пристеночной и центральной зонах печи была использована, рекомендованная ИЧМ программа загрузка. Распределение рудных нагрузок по радиусу печи для 3-х используемых вариантов программы загрузки раздувочного периода представлено на рис.8. Для сопоставимости трех используемых вариантов программы загрузки, на рис.8 принята одинаковой средняя рудная нагрузка.

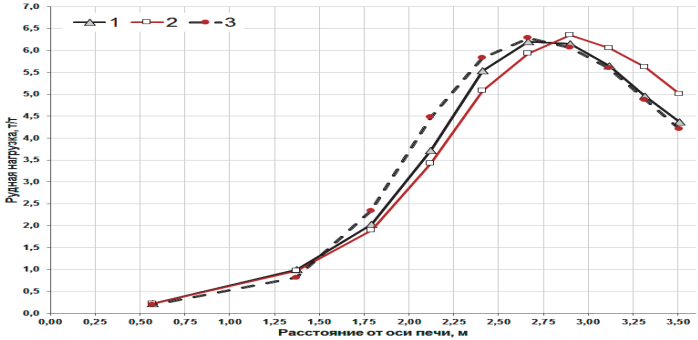


Рис.8. Распределение рудных нагрузок для 3-х вариантов используемых программ загрузки: 1 – с «разгруженной» периферией, 2 – рабочей (базовой) и 3 – с увеличенной долей окатышей

Ввиду пониженной интенсивности задувки, наращивание газодутьевых параметров загрузка в первую неделю от начала задувки осуществлялось по мере опускания шихты, интенсивность плавки составляла 2–3 подачи в смену (рис.7б). В последующие 5 суток, по мере интенсификации процессов, прирост составлял порядка 9 подач в смену и на протяжении 10–15 суток от начала задувки достиг в среднем 35 подач/смену. Рудную нагрузку увеличивали в темпе с остальными параметрами и необходимостью поддержания повышенного нагрева чугуна. Она увеличивалась от ~ 1 т/т в первых подачах до ~ 3,2 т/т на 12-е сутки от задувки печи, прирост рудной нагрузки составил ≈ 0,25 т/т в сутки (рис.7б).

Состав продуктов плавки в период задувки доменных печей. На ДП № 5 18.10.2014 г. (через ~30 часов от начала задувки) выдали первые выпуска шлака, три в первой смене и три в последующие две смены общей массой 202,38 т. Основность первого шлака составляла 0,83 ед,

содержание оксидов магния и железа 3,31 и 9,29 %, соответственно. В последующие сутки было проведено пять выпусков, 250,57 т шлака и 2 канавы чугуна, хим. состав первого чугуна следующий: [Si]=3,01 %, [Mn]=0,33 %, [S]=0,3 % [C]=2,53 %, [Ti]=0,12 %. 20.10.2014 г. был слит первый чугун в чугуновозный ковш. Среднесуточные данные хим. анализов продуктов плавки приведены в табл.2.

Таблица 2. Среднесуточный состав продуктов плавки на ДП №5 ПАО «ЕМЗ» в период задувки после длительной стоянки

Дата	[C]	[Si]	[Mn]	[S]	[P]	Выход чугуна, т/сут	Выход шлака, т/сут	Выход шлака, кг/т
16–17.10.2014	–	–	–	–	–	0	0	–
18.10.2014	–	–	–	–	–	1-канава	202	–
19.10.2014	3,35	5,18	0,42	0,18	0,27	2-канава	251	–
20.10.2014	3,07	5,77	0,72	0,104	0,212	3-канава +30 т	203	2256
21.10.2014	3,38	5,23	0,60	0,112	0,166	211	247	1173
22.10.2014	3,69	4,58	0,60	0,059	0,140	799	459	784
23.10.2014	4,10	2,50	0,83	0,069	0,134	1097	538	1185
24.10.2014	4,24	1,83	0,74	0,045	0,129	1576	582	490
25.10.2014	4,27	1,56	0,63	0,046	0,087	831	256	308
26.10.2014	4,06	0,91	0,59	0,046	0,154	1768	644	364
27.10.2014	4,37	1,23	0,69	0,026	0,086	1000	246	246
28.10.2014	4,36	1,26	0,67	0,030	0,084	1270	361	284
29.10.2014	4,31	1,16	0,57	0,034	0,086	1081	311	288
30.10.2014	4,31	1,44	0,43	0,033	0,059	1034	362	350
31.10.2014	4,43	1,29	0,56	0,030	0,096	804	294	365
01.11.2014	4,27	1,27	0,86	0,032	0,078	940	320	340
02.11.2014	4,27	1,27	0,86	0,032	0,078	940	320	340
03.11.2014	3,73	1,19	0,55	0,106	0,094	1052	425	404
04.11.2014	3,84	0,66	0,69	0,076	0,131	1120	411	367
05.11.2014	3,95	1,20	0,63	0,061	0,094	1710	496	290

Ввиду неясной обстановки и перебоев с поставками сырья, во избежание неподготовленных остановок, доменные печи в этот период перевели на чугун с содержанием кремния в чугуне около 1,0–1,2 %. Повышенный тепловой резерв горна печи позволил, после прогрева и плавления «козловых» масс, ускорить гидравлическое обновление в «мертвом слое» и интенсифицировать нагрев футеровки по всей ее толщине.

На ДП № 3 14.11.2014 г. (более 60 часов от начала задувки) в третьей смене выдали первые два выпуска шлака. В последующие сутки до появления чугуна было проведено еще 4 выпуска шлака. 16.11.2014 г. был слит первый чугун в чугуновозный ковш. Среднесуточные хим. составы продуктов плавки в последующем периоде близки к ДП № 5.

На ДП № 3 в раздувочном периоде первый чугун был химически достаточно прогрет, содержание [Si] в первые трое суток на обеих печах

выдерживалось более 5 %, затем 2–3 суток содержание кремния составляло свыше 2 %. В дальнейшем для поддержания повышенного теплового состояния доменных печей содержание кремния в чугуне выдерживали на уровне 1,0–1,25 %.

С начала декабря ситуация с поставками сырья и отгрузкой продукции на ПАО «ЕМЗ» стабилизировалась и печи начали увеличивать производство, содержание кремния при этом на доменных печах снизилось до ~ 0,65 %.

Таким образом, на основании положительного опыта задувки доменных печей ПАО «ЕМЗ» после длительной сверх нормативной стоянки без выпуска козлового чугуна и выгребки материалов из печи, сформулированы следующие основные требования к задувке:

1. Уменьшенная, по сравнению с традиционной, рудная нагрузка на объем задувочной шихты (~0,10–0,15 т/т).

2. Использование в шихте первого объема и первых рабочих шихт легкоплавких материалов не высокой основности (например, доменный шлак 50–100 %, плавиковый шпат в первых шихтах), в том числе, предусмотреть возможность подачи легкоплавких материалов через воздушные фурмы.

3. Секторная задувка со стороны расположения чугунной летки на малом количестве воздушных фурм (в начале задувки 1–2 фурмы), обеспечение до начала задувки уверенного прогрева по высоте летка–воздушная фурма, путем установки в чугунную летку труб, через которые подается природный газ и воздух для его горения.

4. Невысокий темп наращивания газодутьевых параметров (расход 1 м³ дутья/м³ объема на 5–7 сутки и достижении 1,6–1,8 м³ дутья/м³ объема на протяжении последующих двух недель).

5. Невысокий темп открытия воздушных фурм в одном секторе (по 1–2 фурмы в сутки до достижения 50% открытых фурм через две недели).

6. Уменьшенная, по сравнению с принятой, рудная нагрузка первых рабочих шихт при пониженном содержании железа в шихте (1,0–1,5–2,0 т/т, обеспечивающая содержание [Si]~5,0 % в первые трое суток, переход на литейный чугун в следующие 2–4 суток).

Заключение. Мероприятия, выполненные перед и в процессе задувок доменных печей ПАО «Енакиевский металлургический завод» после длительной стоянки способствовали выводу печей на заданные планово-экономические показатели, обеспечили при этом сохранность огнеупорной футеровки, конструкций и оборудования. На основании приведенных основных положений задувок с учетом подготовительных мероприятий и технологических особенностей разработан регламент задувок доменных печей после длительных остановок без предварительного выпуска козлового чугуна, которые могут быть внесены дополнением в технологическую инструкцию по доменному производству.

1. *Г.Г. Васюра* Регулирование теплового состояния доменной печи в период раздувки. // Металлург, 2002. – №5. – С. 40-42.
2. *Охлаждение* и нагрев коксовых насадок при выдувках и задувках доменных печей / Н.С.Иноземцев, Г.В.Коршиков, В.В.Капорулин и др. // Современная металлургия начала нового тысячелетия. Сб. науч. трудов. Часть 1. – Липецк: ЛГТУ, 2005 – С.56–60.
3. *Раздувка* доменной печи с применением азота / А.С.Янковский, М.Ф.Марьясов, А.В.Польщиков и др. // Металлург, 1988. – № 11. – С.29.
4. *Разработка* показателей надежности и технологических основ выбора решений по управлению, обеспечивающих безопасность и технологическую устойчивость доменных печей. – Днепропетровск: Отчет НИР ТО.066.09 – 2009 г.
5. *Типовая* технологическая инструкция «По длительной внеплановой остановке и консервации доменных печей». – Днепропетровск. – 1993 г.
6. *Особенности* задувки доменной печи после длительной остановки без выпуска козлового чугуна и заливки печи водой / Б.Ф.Чернобривец, М.А.Альтер, В.Л.Емельянов, В.В.Капорулин. // Металлург. – 1995. – № 10. – С.20-21.
7. *Э.ван Стейн Калленфельс*. Новый надежный метод восстановления «замороженной» доменной печи. // Сталь, 2005. – № 10. – С.28-31.

Статья рекомендована к печати
канд.техн.наук Л.Г.Тубольцевым

А.М.Кузнєцов, О.Г.Коваленко, А.В.Зубенко, В.В.Горупаха, О.С.Нестеров, М.М.Можаренко, Ю.С.Семенов

Основні положення задувок доменних печей після зупинок різної тривалості

Представлено особливості задувок доменних печей після зупинок різної тривалості та різного характеру. Сформульовано основні положення регламенту задувок. Узагальнено досвід задувок доменних печей ПАТ «Єнакіївський металургійний завод» після тривалої зупинки без випуску козлового чавуну. Показано можливість збереження вогнетривкої футеровки, конструкцій і устаткування доменної печі після тривалої зупинки.

Ключові слова: доменна піч, тривала зупинка, задування печі, футеровка

A.M.Kuznetsov, A.G.Kovalenko, A.V.Zoubenko V.V.Gorupaha, A.S.Nesterov, N. M. Mozharenko, Y. S. Semenov

Main provisions blowing blast furnaces after stops of varying duration

Considered entering the blast furnace into operation after stops of varying duration and nature of the various parking lots. The experience of entering the blast furnace Yenakiyevo Metallurgical Plant into operation after a long stop without the production of pig iron. The possibility of preservation of the refractory lining, structures and equipment of the blast furnace after a long stop.

Keywords: blast furnace, continuous stop blowing-furnace liningKeywords: blast furnace, continuous stop blowing-furnace lining

УДК 669.162.267.6:669.72

А.С.Вергун, А.Ф.Шевченко, В.Г.Кисляков, Б.В.Двоскин

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ДЕСУЛЬФУРАЦИИ И ДЕГАЗАЦИИ ЧУГУНА ПРИ ОБРАБОТКЕ ЕГО ДИСПЕРГИРОВАННЫМ МАГНИЕМ, ВВОДИМЫМ В РАСПЛАВ В СТРУЕ ГАЗА-НОСИТЕЛЯ

Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины

Целью работы являлось экспериментальное исследование в промышленных условиях поведения кислорода, водорода и азота в чугуне в процессе десульфурации его гранулированным магнием. В промышленных условиях выявлены особенности удаления газов из чугуна при десульфурации расплава диспергированным магнием, инжектируемым в чугун через фурму погружения в струе различных газов-носителей. Установлено, что решающее влияние на дегазацию чугуна при его десульфурации играет тип транспортирующего газа.

Ключевые слова: чугун, десульфурация, гранулированный магний, содержание газов в чугуне

Состояние проблемы. Дегазация железоуглеродистого расплава при его ковшевой обработке может протекать либо вследствие образования и эвакуации из расплава соответствующих соединений в виде неметаллических включений либо эвакуации их в виде газообразной фазы в объеме всплывающих в расплаве газовых пузырей газа-носителя и реагента. Совмещение процессов десульфурации чугуна магнием и его дегазации целесообразно по нескольким причинам. Во-первых, десульфурация чугуна магнием позволяет достичь низкого содержания серы в расплаве, что является хорошей предпосылкой для протекания процессов дегазации вследствие очищения межфазной поверхности "металл-газ" от поверхностно активной серы. Во-вторых, испаряясь в чугуне, магний образует дополнительный объем газа с парциальным давлением удаляемых газов равным нулю, что увеличивает степень десорбции этих газов из расплава. В-третьих, магний сам может соединяться с азотом и кислородом, образуя Mg_3N_2 и MgO. Степень удаления газов в данном случае определяется условиями осуществления процесса десульфурации и параметрами технологии (состав газа-носителя, удельный расход реагента на десульфурацию, исходное содержание газов в чугуне и т.п.).

Целью работы являлось экспериментальное исследование в промышленных условиях поведения кислорода, водорода и азота в чугуне в процессе десульфурации его гранулированным магнием, вводимым в расплав фурмой погружения в струе различных газов-носителей (воздух азот, природный газ, аргон) в ковшах различной емкости (от 75 до 350 т).

Основные результаты исследования. В результате исследования поведения кислорода в чугуне в процессе десульфурации его магнием, вводимым в струе воздуха (табл.1) было установлено закономерное снижение содержания кислорода в чугуне после десульфурации.

Таблица 1. Результаты исследования поведения кислорода в чугуне при десульфурации чугуна магнием, вводимым в струе воздуха (140 т ковш)

№	$qMg_{гр}$ кг/т чуг.	Содержание серы, %		ΔS,%, абс.	ΔS, % отн.	$Mg_{ост.}$ %	Содержание O_2, %		ΔO, % абс.	ΔO, % отн.
		до продувки	после				до продувки	после		
1	0,72	0,022	0,009	0,013	59,1	0,02	0,0067	0,0022	0,0045	67,2
2	0,48	0,028	0,009	0,019	67,9	0,015	0,0058	0,0019	0,0039	67,2
3	0,5	0,027	0,013	0,014	51,9	0,0091	0,0055	0,0032	0,0023	41,8
4	0,58	0,025	0,008	0,017	68,0	0,019	0,0088	0,0018	0,007	79,5
5	0,72	0,032	0,009	0,023	71,9	0,016	0,0067	0,0027	0,004	59,7
6	0,38	0,026	0,015	0,011	42,3	0,01	0,0058	0,0042	0,0016	27,6
7	0,4	0,023	0,011	0,012	52,2	0,011	0,0065	0,0031	0,0034	52,3
8	0,54	0,026	0,011	0,015	57,7	0,0143	0,0065	0,0027	0,0038	58,5
$\overline{\Sigma}$	0,54	0,026	0,011	0,016	58,9	0,0143	0,007	0,003	0,0038	56,7

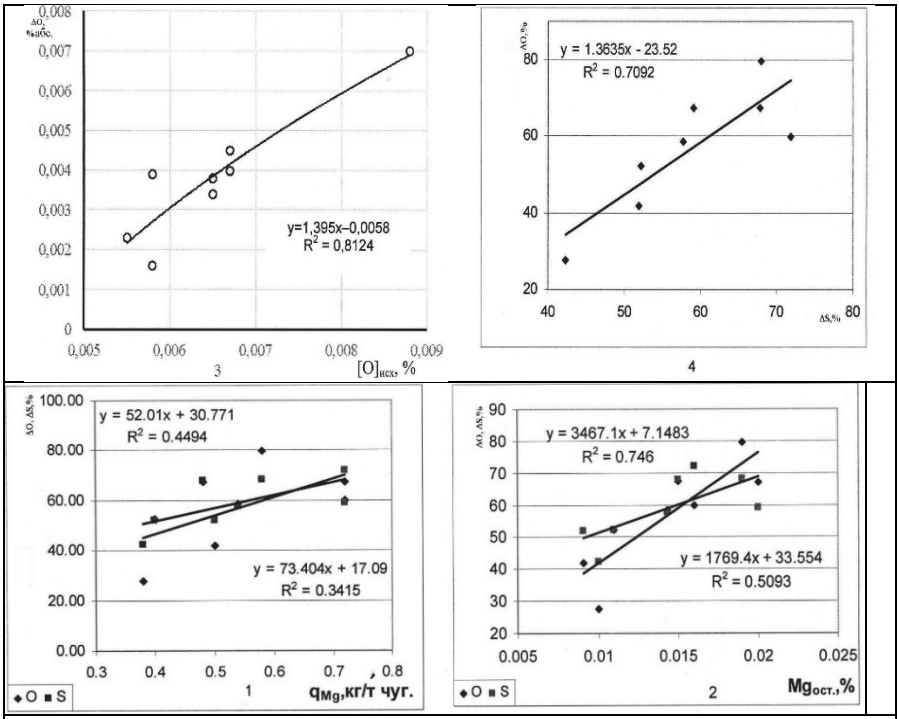


Рис.1. Изменение содержания серы и кислорода в чугуне в результате обработки его магнием, вводимым в струе воздуха

Таблица 2. Изменение содержания кислорода и азота в чугуне при десульфурации чугуна магнием, вводимым в струе природного газа (140-т ковш)

№ п/п	q_{Mg}, кг/т	q_{Mgfr}, кг/т	$S_{исх}$, %	$S_{кон}$, %	ΔS, % абс.	ΔS, % отн.	$Mg_{ост.}$ %	$O_{исх}$, %	Окон %	ΔO, % абс.	ΔS, % отн	$N_{исх}$, %	$N_{кон}$, %	ΔN, %	ΔN, % отн
1	0,375	0,341	0,025	0,005	0,02	80	0,01	0,0086	0,0024	0,0062	72,093	0,00553	0,00527	0,00026	4,7016
2	0,469	0,427	0,086	0,06	0,026	30,23	0,006	0,0052	0,0037	0,0015	28,8462	0,0059	0,0049	0,001	16,9492
3	0,654	0,595	0,046	0,009	0,037	80,43	0,013	0,0056	0,004	0,0016	28,5714	0,0056	0,0051	0,0005	8,9286
4	0,432	0,393	0,03	0,007	0,023	76,67	0,0087	0,008	0,0035	0,0045	56,25	0,0068	0,0055	0,0013	19,1177
5	0,427	0,389	0,035	0,013	0,022	62,86	0,0093	0,0055	0,0032	0,0023	41,8182	0,00943	0,0091	0,00033	3,4995
6	0,472	0,43	0,036	0,006	0,03	83,33	0,011	0,0101	0,0027	0,0074	73,2673	0,00605	0,0068	-0,0008	-12,397
7	0,693	0,631	0,028	0,006	0,022	78,57	0,016	0,0141	0,003	0,0111	78,7234	0,0045	0,004	0,0005	11,1111
8	0,394	0,359	0,041	0,021	0,02	48,78	0,01	0,0113	0,00855	0,00275	24,3363	0,00945	0,00385	0,00565	59,7884
9	0,334	0,304	0,036	0,019	0,017	47,22	0,008	0,0083	0,00531	0,00382	46,0121	0,00668	0,00522	0,00135	20,2096
$\overline{\sum}$	0,472	0,430	0,040	0,016	0,024	65,34	0,0102	0,0085	0,0040	0,0046	49,9909	0,0067	0,0055	0,0011	14,6566

Поскольку природный газ при нагревании до температуры жидкого чугуна разлагается с выделением водорода, то в реакционной зоне следует ожидать повышенную концентрацию водорода. Повышение парциального давления водорода в газовой фазе является предпосылкой для возможного увеличения содержания водорода в чугуне при использовании в качестве газа-носителя природного газа.

Результаты промышленных экспериментов, представленных в табл.3 свидетельствуют о том, что в результате десульфурации чугуна магнием, вводимым в расплав в струе природного газа, имеет место поглощение металлом водорода, образующегося в результате конверсии природного газа.

Расчетной оценкой результатов промышленных экспериментов установлено, что до 30 % водорода, образующегося при разложении в металлическом расплаве транспортирующего реагент природного газа, усваивается металлическим расплавом. При этом содержание водорода в чугуне увеличивается в 1,5–2,0 раза, с 3,1–3,6 мл/100 г до 5,3–6,5 мл/100 г.

Таблица 3. Влияние обработки чугуна магнием, вводимым в чугун в струе природного газа на поведение в чугуне серы, кислорода и водорода (140-т ковш)

№ п/п	Удельный расход магния, кг/т чуг.	Содержание серы, %		Содержание кислорода, %		$Mg_{ост.}$, %	Удельный расход водорода, мл/100 г	Содержание водорода, мл/100 г		Усвоенное количество водорода, %
		до обработки	после обработки	до обработки	после обработки			до обработки	после обработки	
1	0,64	0,037	0,010	0,0054	0,0012	0,0180	12,0	3,1	6,5	30
2	0,91	0,051	0,006	0,0046	0,0014	0,0260	16,0	3,57	5,29	11
3	0,43	0,033	0,010	0,0045	0,0030	0,0081	12,0	3,3	6,4	26

При исследовании поведения азота в чугуне в процессе десульфурации чугуна магнием с использованием в качестве газа-носителя различных газов (воздух, азот, природный газ) были проведены промышленные обработки чугуна в 140-тонных ковшах, результаты которых приведены в табл.4. При вводе магния в чугун в струе азота (обр.1–3, табл.4) при начальном содержании азота в чугуне 0,007–0,008 % имеет место насыщение чугуна азотом на 0,001 %. В случае исходного содержания азота в чугуне 0,009 % (вероятно, близкого к равновесному для данных условий) не установлено изменение содержания азота в металле в результате десульфурации. Использование при десульфурации чугуна в качестве транспортирующего газа воздуха не сопровождается изменением содержания азота в чугуне (обр.8,9). Даже при относительно высоком начальном содержании азота в чугуне (0,010 %), значительном удельном массовом расходе магния (0,77 кг/т и 1,35 кг/т чугуна) и низком содержании серы после обработки (0,003–0,008 %) содержание азота в чугуне осталось неизменным (0,010 %).

Таблица 4. Изменение содержания азота и серы в чугуне при десульфурации чугуна гранулированным магнием, вводимым в струе различных газов-носителей (140-т ковш)

№ п/п	q_{Mg}, кг/т	Газ-носит.	$S_{исх}$, %	$S_{кон}$, %	ΔS, %	$N_{исх}$, %	$N_{кон}$, %	ΔN, %	$\Delta S_{отн.}$, %	$\Delta N_{отн.}$, %	Мч.т.
1	0,869	азот	0,035	0,007	0,028	0,009	0,009	0	80,0	0,0	69
2	0,851	азот	0,025	0,01	0,015	0,007	0,008	-0,001	60,0	-14,3	
3	0,762	азот	0,035	0,011	0,024	0,008	0,009	-0,001	68,6	-12,5	84,0
4	0,909	пр.газ	0,031	0,008	0,023	0,010	0,008	0,002	74,2	20,0	70,0
5	0,481	пр.газ	0,023	0,014	0,009	0,010	0,007	0,003	39,1	30,0	93,6
6	0,508	пр.газ	0,038	0,014	0,024	0,009	0,008	0,001	50,0	11,1	98,4
7	0,45	пр.газ	0,012	0,006	0,006	0,007	0,006	0,001	50,0	14,3	33,4
8	0,77	воздух	0,017	0,003	0,014	0,010	0,010	0	82,4	0,0	93,0
9	1,35	воздух	0,024	0,008	0,016	0,010	0,010	0	66,7	0,0	72,0

Исключение азота из состава транспортирующего газа путем замены его на природный газ оказало влияние на содержание азота в чугуне. Степень попутной деазотации чугуна при этом составила 11–30 % при начальном содержании азота в чугуне 0,007–0,010 % и степени десульфурации чугуна 36,8–74 %. Дальнейшее более детальное исследование влияния некоторых параметров процесса инжектирования (удельный расход газа-носителя), а также некоторых характеристик чугуна (содержание в нем азота до обработки) были выполнены на основе результатов промышленных обработок, представленных в табл.5 и на рис.2.

Установлено, что с увеличением удельного расхода транспортирующего газа (природного газа) при десульфурации степень деазотации чугуна увеличивается. Т.е. барботаж через металлическую ванну бóльшего количества газовых пузырей с парциальным давлением азота в них около 0 способствует "вымыванию" бóльшего количества растворенного в металле азота. Вероятно увеличение площади межфазной поверхности "газ–металл" в результате увеличения количества барботируемых пузырей способствует процессу деазотации чугуна.

Удаление азота из чугуна при десульфурации его магнием зависит от начального содержания азота в чугуне. При низком исходном содержании азота в чугуне менее 0,006 % имел место случай повышения содержания азота в чугуне. При исходном содержании азота в чугуне 0,007 % и более наблюдается устойчивая деазотация чугуна. Исходное содержание азота в чугуне 0,006 % является близким к равновесному значению, поэтому в данном случае встречные процессы удаления азота из расплава и поглощение азота расплавом уравновешены.

Таблица 5. Результаты десульфурации чугуна магнием, вводимым в струе природного газа (140-т ковш)

№ п/п	Удельный расход магния, кг/т	Удельный расход газа-носителя, л/т	Содержание серы, %		$Mg_{ост.}$, %	Содержание азота, %		ΔN, %
			$S_{исх}$, %	$S_{кон}$, %		$N_{исх}$, %	$N_{кон}$, %	
1	0,51	115	0,018	0,009	0,013	0,0058	0,0058	0
2	0,49	110	0,018	0,006	0,022	0,0066	0,0074	0,0008
3	0,34	90	0,029	0,01	0,0086	0,0049	0,0065	0,0016
4	0,53	160	0,027	0,006	0,018	0,0089	0,0076	-0,0013
5	0,54	125	0,03	0,006	0,016	0,0085	0,0074	-0,0011
6	0,31	90	0,03	0,011	0,01	0,007	0,0065	-0,0005
7	0,42	125	0,048	0,018	0,0091	0,0081	0,0072	-0,0009
8	0,33	115	0,019	0,009	0,013	0,0067	0,0064	-0,0003
9	0,34	115	0,033	0,01	0,011	0,0063	0,0063	0
10	0,5	80	0,029	0,01	0,14	0,0078	0,0079	0,0001

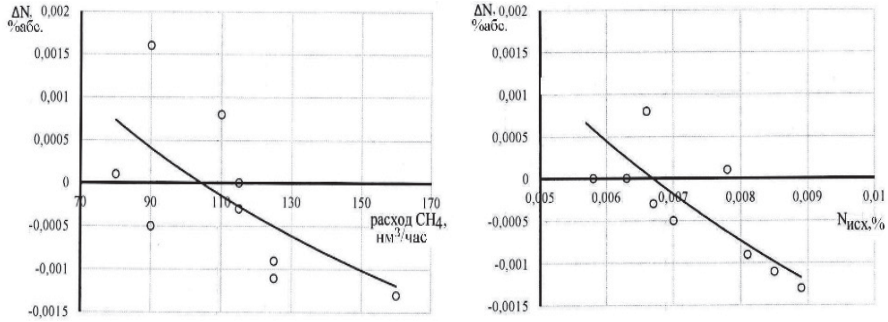


Рис.2. Зависимость изменения содержания азота в чугуне в результате десульфурации чугуна манием от удельного массового расхода транспортирующего газа (а) и исходного содержания азота в чугуне (б)

В табл.6 представлены результаты промышленных обработок чугуна магнием в 350 т заливочных ковшах с использованием в качестве транспортирующего газа аргона. Наблюдается попутная деазотация чугуна (до 30 %) при десульфурации его магнием, вводимым в струе аргона.

При исследовании зависимости степени деазотации чугуна от некоторых параметров процесса и характеристик системы не установлена взаимосвязь между степенью деазотации чугуна и содержанием $Mg_{ост.}$ в чугуне. Установлена взаимосвязь между расходом реагента и попутной деазотацией чугуна (рис.3). Наряду с выявленной достаточно тесной взаимосвязью между расходом магния и степенью десульфурации чугуна выявлена слабая зависимость степени деазотации чугуна от удельного расхода магния на десульфурацию.

Отсутствие взаимосвязи между $Mg_{ост}$ и степенью деазотации чугуна, а также наличие взаимосвязи между расходом магния и степенью деазотации чугуна дают основание считать, что преимущественным в данном случае является механизм "вымывания" азота из расплава, а не механизм химического взаимодействия магния и азота.

Таблица 6. Результаты обработки чугуна магнием, вводимым в чугун в струе аргона (350-т заливочный ковш)

№ п/п	Mg, кг/т чуг.	[S]исх, %	[S]кон, %	ΔS, %абс.	ΔS, %отн.	$Mg_{ост}$, %	$[N]_{исх}$	$[N]_{кон}$	ΔN, %абс.	ΔN, %отн.
1	0,183	0,025	0,007	0,018	72,0	0,006	0,0074	0,0065	0,0009	12,2
2	0,143	0,012	0,004	0,008	66,7	0,006	0,0087	0,0075	0,0012	13,8
3	0,134	0,01	0,006	0,004	40,0	0,01	0,0083	0,0078	0,0005	6,0
4	0,114	0,008	0,003	0,005	62,5	0,02	0,0077	0,0068	0,0009	12,9
5	0,168	0,006	0,002	0,004	66,7	0,018	0,0079	0,0066	0,0013	16,5
6	0,13	0,019	0,007	0,012	63,2	0,004	0,009	0,008	0,001	11,1
7	0,044	0,022	0,018	0,004	18,2	0,003	0,008	0,008	0	0,0
8	0,148	0,015	0,007	0,008	53,3	0,004	0,01	0,007	0,003	30,0
9	0,13	0,014	0,006	0,008	57,1	0,003	0,009	0,008	0,001	11,1
10	0,116	0,033	0,004	0,029	87,9	0,015	0,008	0,008	0	0,0
11	0,121	0,004	0,002	0,002	50,0	0,01	0,008	0,006	0,002	25,0
12	0,116	0,017	0,01	0,007	41,2	0,004	0,009	0,007	0,002	22,2
13	0,121	0,017	0,011	0,006	35,3	0,005	0,01	0,008	0,002	20,0

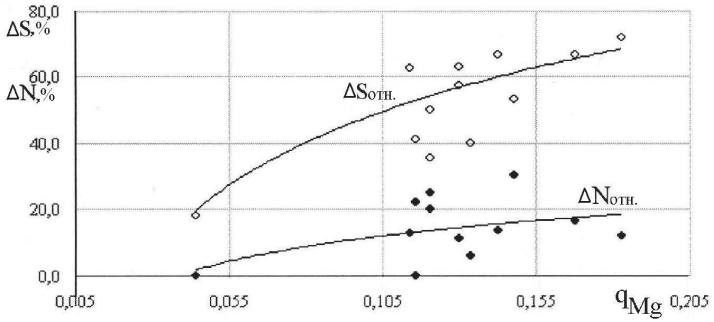


Рис.3. Зависимость степени десульфурации и деазотации чугуна от удельного массового расхода магния при вводе его в чугун в струе аргона (350 т ковш). $\Delta S_{отн.} = 72{,}639 - 111{,}5\ q_{Mg}$; $r = 0{,}53$; $\Delta N_{отн} = 21{,}079 - 45{,}17\ q_{Mg}$; $r = 0{,}44$

Выводы. Таким образом, экспериментальным путем установлено, что решающее влияние на попутную дегазацию чугуна при его десульфурации инжектированием гранулированного магния играет тип транспортирующего газа. Если содержание кислорода в чугуне во всех случаях (воздух, азот,

аргон, природный газ) после десульфурации снижается на 60–80 %, то содержание азота в чугуне при использовании в качестве транспортирующего газа азота повышается на 12–14 %, при использовании воздуха – не изменяется, а при использовании природного газа или аргона, снижается на 10–22 %.

Содержание водорода в чугуне при десульфурации магнием в струе природного газа может повышаться в 1,5–2,0 раза (от 3,1–3,6 мл/100 г до 5,3–6,5 мл/100 г). Параметры процесса десульфурации влияют на попутную дегазацию чугуна в меньшей степени.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук А.Ф.Шевченко

О.С.Вергун, А.П.Шевченко, В.Г.Кисляков, Б.В.Двоскін

Основні положення технології десульфурації і дегазації чавуну при обробці його диспергованим магнєм, що вводиться в розплав у струмені газу-носія

Метою роботи було експериментальне дослідження в промислових умовах поведінки кисню, водню і азоту в чавуні в процесі десульфурації його гранульованим магнієм. У промислових умовах виявлено особливості видалення газів з чавуну при десульфурації розплаву диспергованої магнієм, інжектіруемого в чавун через фурму занурення в струмені різних газів-носіїв. Встановлено, що вирішальний вплив на дегазацію чавуну при його десульфурации грає тип транспортує газу.

Ключові слова: чавун, десульфурация, гранульований магній, вміст газів

A.S.Verhun, A.F.Shevchenko, V.G.Kisliakov, B.V.Dvoskin

Significant technology of desulfurization and degassing pig iron dispersed by treating it with magnesium injected to the melt in the gas jet

The aim of the work was an experimental study in an industrial setting behavior of oxygen, hydrogen and nitrogen in the iron during the desulfurization of its granulated magnesium. Industrially peculiarities venting during desulfurization of iron melt dispersed magnesium injected into pig iron through the lance immersion in the jet the various carrier gases. It is found that the decisive influence on the type of degassing iron plays a carrier gas at its desulfurization.

Keywords: pig iron, desulfurization, granular magnesium content of gases

УДК 669.162.267.642

А.Ф.Шевченко, А.С.Вергун, А.М.Шевченко, И.А.Маначин, Б.В.Двоскин

СОПОСТАВЛЕНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ КОВШЕВОЙ ДЕСУЛЬФУРАЦИИ ЧУГУНА МАГНИЕМ

Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины

Приведено сопоставление двух технологий вдувания магния: вдувание (коижекция) смеси магния с известью и вдувание зернистого магния без добавок. Представлены фактические данные по параметрам шлакообразования, приходу серы в конвертер, возможностям ресульфурации, влияния извести на параметры процесса вдувания, условиям скачивания шлака и обеспечения особо глубокой десульфурации чугуна (до ≤ 0,001 - 0,002% серы). Показано, что в приведенном объёме сопоставления этих процессов нет существенных отличий в показателях использования обессеренного чугуна в конвертерном переделе.

Ключевые слова: чугун, десульфурация, магний, технологические показатели, затраты

Современное состояние вопроса. Из различного типа процессов внепечной десульфурации чугуна наибольшее распространение и применение получили технологии обессеривания, основанные на регулируемом вдувании в расплав диспергированных реагентов (в виде порошков, зерен). Обусловлено это тем, что указанные процессы обеспечивают высокое усвоение реагентов (вплоть до 95 %), широкие регулируемые пределы степени десульфурации чугуна (вплоть до 99 %), возможность глубокой и особенно глубокой десульфурации чугуна (до ≤ 0,002 % серы), высокую скорость удаления серы (удельную степень десульфурации вплоть до 20–25 %/мин), наименьшую продолжительность операции (вплоть до 2,5 мин) и наименьшие затраты на обработку [1, 2, 3].

В наибольшей степени указанные преимущества реализуются при использовании в технологии реагентов на основе магния [1, 3], среди которых практически преобладают 2 типа процессов – вдувание магния в смеси с известью и вдувание зернистого магния без пассивирующих добавок. Применение первого типа технологии обусловлено в основе тем, что пассивирующая добавка извести существенно облегчает надежность работы фурмы и собственно процесса вдувания магнийсодержащего реагента. Разработка и освоение второй технологии – вдувания зернистого магния без пассивирующих добавок, связано с тем, что добавка извести к магнию не способствует процессу десульфурации [1-5] и даже сопровождается потерями части вводимого магния [1–3, 5, 6]. Эти положения были в последующем подтверждены при сопоставительной промышленной проверке этих технологий на металлургических комбинатах КНР Уханьском, Шаганском, Тайюаньском и др. [1–3, 7, 8].

Целью работы является сопоставление двух технологий вдувания магния: вдувание (коижекция) смеси магния с известью и вдувание зернистого магния без добавок.

Изложение основных результатов исследования. В ранее опубликованных работах [1–8] было приведено сопоставление 2-х магниевых инжекционных технологий десульфурации чугуна (смесью магния с известью и зернистым магнием) и показаны преимущества вдувания зернистого магния без разубоживающих добавок. Однако у ряда металлургов имеются вопросы и замечания к технологии вдувания «чистого» (без извести) магния, которые требуют отдельного рассмотрения. Среди них следующие:

1. Отсутствие извести может уменьшить шлакообразование в ковше и повысить содержание серы в ковшевом шлаке.

2. Более высокое содержание серы в шлаке при одинаковых условиях его удаления (скачивания) может приводить к бóльшему приходу серы в конвертер.

3. Отсутствие подачи извести (вместе с магнием) способствует развитию процессов ресульфурации.

4. Отсутствие совместной подачи магния с известью может уменьшить интенсивность ввода магния в жидкий чугун и увеличить продолжительность операции десульфурации чугуна.

5. Неизвестна стабильность получения чугуна с супернизким содержанием серы (≤0,002 % и ≤0,001 %).

6. Вдувание магния без извести может способствовать ухудшению условий удаления ковшевого шлака, что должно сопровождаться удлинением операции скачивания шлака и попаданием шлака в конвертер.

По приведенным вопросам необходимо изложить следующие ответы:

Вопрос 1. Отсутствие наполнителей (типа извести) во вдуваемом магнийсодержащем реагенте действительно уменьшает количество дополнительно образующегося шлака. Это сопровождается ощутимым уменьшением затрат при десульфурации [1] за счет меньших потерь чугуна с дополнительно образующимся ковшевым шлаком, но при этом общее количество шлака уменьшается не столь существенно.

На примере применения рассматриваемых двух технологий десульфурации в одинаковых условиях показано (таблица 1), что при снижении серы в чугуне, например, с 0,020 до 0,002 % в ковше после десульфурации гранулированным магнием образуется суммарное количество шлака 15,78 кг/т чугуна, а после продувки смесью магния с известью – 19,08 кг/т чугуна, т.е. на 20,9 % больше. В этих же условиях содержание серы в шлаке после вдувания зернистого магния составляет 1,81 %, а после вдувания магнийсодержащей смеси 1,49 %, т.е. меньше на 17,7 % (относительных).

Приведенные содержания серы в ковшевых шлаках после десульфурации чугуна в реальных производственных условиях являются

весьма близкими и обусловлено это тем, что в ковшах перед десульфурацией, как правило, содержится в среднем 15–20 кг исходного шлака на тонну чугуна [2, 3, 10, 11], что составляет 78–95 % от общего количества шлака в ковше после десульфурации (см. табл. 1, пп. 4, 5, 6).

Таблица 1. Параметры шлакообразования в ковше при десульфурации чугуна вдуванием зернистого магния (меткомбинат CSC, Тайвань [1]) и вдуванием (коинжекция) магния в смеси с известью (ПАО «Северсталь», Россия [9]. Масса чугуна в ковше около 280 т

№ № п/п	Параметр	Вдувание зернистого магния (CSC, Тайвань)	Вдувание (коинжекция) магния в смеси с известью (ПАО "Северсталь")
1	Содержание серы в чугуне, %: – исходное – после десульфурации	 0,020 0,002	 0,020 0,002
2	Удельный расход реагентов, кг/т чугуна: – магний – известь флюидизированная – всего реагентов	 0,39 – 0,39	 0,49 1,55 2,04
3	Расход реагентов, кг/ковш	109	571
4	Исходное количество шлака в ковше перед десульфурацией: – % от массы чугуна – кг/т чугуна – кг/ковш	 1,5 15 4200	 1,5 15 4200
5	Дополнительно количество образующегося шлака: – кг/ковш – кг/т чугуна	 218 0,78	 1142 4,08
6	Количество шлака в ковше после десульфурации: – кг/ковш – кг/т чугуна	 4418 15,78	 5342 19,08
7	Содержание серы в ковшевом шлаке, %: – перед десульфурацией – после десульфурации	 0,7 1,81	 0,7 1,49

По изложенным причинам на количество и химсостав шлака в ковшах после десульфурации в большей степени влияет не состав вдуваемых магнийсодержащих реагентов, а количество и состав исходного ковшевого шлака (перед десульфурацией). В реальных условиях ввиду

того, что количество исходного ковшевого шлака значительно превышает количество дополнительно образующегося шлака (при десульфурации магнийсодержащими реагентами), в итоге получаем, что при вдувании зернистого магния и магния с известью ковшевые шлаки содержат весьма близкие содержания серы (в равных условиях обработки).

Вопрос 2. Суждение о том, что бóльшее содержание серы в шлаке может приводить к бóльшему попаданию серы в конвертер является логичным, но практическое влияние этого фактора необходимо оценить с учетом реальных результатов. При изучении процессов шлакообразования в ковшах (при различных вариантах десульфурации чугуна) и приходе серы в сталеплавильные агрегаты [12] были установлены фактические величины параметров попадания серы в конвертер, при анализе которых получена зависимость прихода серы в ванну конвертера от степени скачивания шлака из ковша с чугуном и типа применяемого процесса десульфурации (рис. 1).

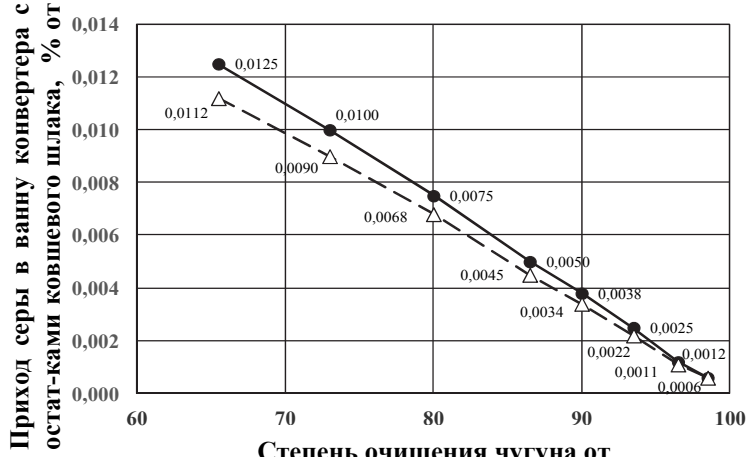


Рис.1. Зависимость прихода серы в ванну конвертера (с отстатками ковшевого шлака) от степени скачивания шлака из ковша после десульфурации.
Цифры у точек - величины прихода серы в конвертер со шлаком.
Конечное содержание серы в чугуне 0,002 %.
● _____ вдувание зернистого магния;
Δ _ _ _ _ _ _ вдувание магния в смеси с известью

Показано, что с увеличением степени удаления шлака с 65 до 95–96 % количество серы, вносимой в конвертер с оставшимся шлаком, уменьшается с 0,0112–0,0125 % (от массы чугуна) до 0,001 %. При удалении более 96 % шлака количество вносимой серы снижается до 0,0006 %. Как следует из приведенной диаграммы разница в величинах прихода серы (в конвертер) по двух рассматриваемым технологиям десульфурации чугуна несущественна и она уменьшается с 0,0013 % до 0,0001 % при увеличении степени скачивания

шлака с 65 до 95 %. При степени скачивания шлака более 95 % этой разницы практически нет. Приведенное свидетельствует о том, что при современных средствах очищения чугуна от ковшевого шлака (с применением современных гидравлических машин и барботировании расплава в ковше азотом), обеспечивающих без особых проблем удаление более 90 % шлака (вплоть до полного его удаления) тип применяемой технологии вдувания магния не влияет на приход серы со шлаком в конвертер.

Вопрос 3. Вопросам равновесия в системе [Mg]-[S] и устойчивости результатов десульфурации чугуна при вдувании магния посвящено много исследований и работ, результаты которых в основе включают следующее. При вводе в жидкий чугун магний является практически единственным реагентом, который может насыщать чугун – до 0,4-1,3 % (рис. 2) [2]. В системе [Mg]-[S] в равновесном состоянии в условиях рафинирования реальных чугунов величина $[Mg]_{равн.}$, как правило, не превышает 0,2 % (рис.3) даже при особо глубокой десульфурации, а чаще не превышает 0,05 %. Технология десульфурации чугуна вдуванием гранулированного магния обеспечивает фактическое содержание магния в чугуне ($[Mg]_{факт}$), как правило, не меньше равновесного значения, т.е. $[Mg]_{факт.} \geq [Mg]_{равн.}$ Это условие является одним из принципиальных, так как обеспечивает стабильность состояния системы рафинирования, исключая (или существенно снижая) опасность протекания процесса возврата серы в расплав. Выдержка обессеренного чугуна в таком состоянии увеличивает устойчивость системы рафинирования, так как снижение температуры чугуна приводит к уменьшению равновесного значения магния $[Mg]_{равн.}$ и увеличению разницы $[Mg]_{факт.} - [Mg]_{равн.}$ (рис. 3). Наличие в системе рафинирования фактически избыточного содержания магния предотвращает протекание процессов ресульфурации чугуна, особенно при содержаниях серы в чугуне 0,005 % и ниже.

Фактическими данными широкой промышленной эксплуатации было показано, что после десульфурации чугуна вдуванием гранулированного магния вплоть до слива чугуна в конвертер наблюдается частичное снижение содержания магния в чугуне ($[Mg]_{факт.}$), а содержание серы не повышается, и даже наблюдается дальнейшее снижение его содержания – на 0,001–0,003 % [2, 14].

Таким образом, квалифицированная реализация процесса десульфурации чугуна вдуванием гранулированного магния сопровождается насыщением рафинируемого расплава магнием, который предотвращает возврат серы из шлака в чугун, играя роль «защитного барьера».

Наличие в ковшевом шлаке оксида кальция (как правило, не меньше 20% [2, 15] вполне достаточно для связывания приходящей в шлак серы в более прочные (чем MgS) сульфиды кальция. Возможны случаи, когда содержание кальция в шлаке может быть недостаточным, тогда в технологии десульфурации вдуванием зернистого магния предусмотрена

операция корректировки состава ковшевого шлака, в т.ч. с применением CaO-содержащих материалов, но в этом случае используют дешевые (в т.ч. в виде отходов) материалы, а не дорогостоящую молотую флюидизированную известь, цена которой составляет [4] около 700 долл. США/т (как это осуществляется в процессах коинжекции магния в смеси с известью).

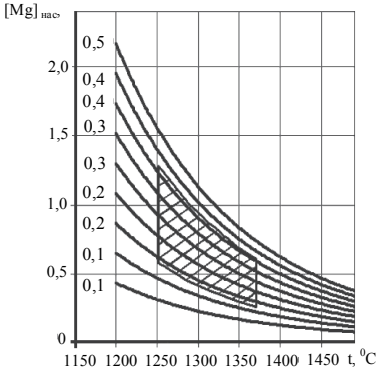


Рис.2. Зависимость предельного насыщения чугуна магнием ($[Mg]_{нас.}$) от температуры (t) и давления в зоне массообмена. Цифры у кривых – абсолютное давление в массообменной зоне, МПа. Заштрихованная область – значения ($[Mg]_{нас.}$) при характерных параметрах в зоне ввода магния в ковши с чугуном

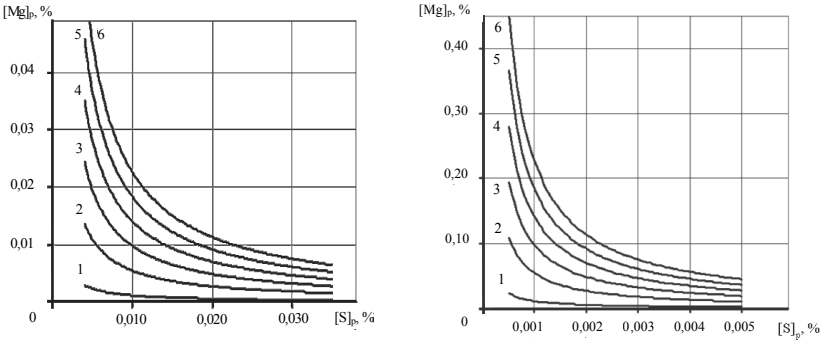


Рис.3.Зависимость равновесного содержания магния ($[Mg]_р$) в жидком чугуне от содержания серы ($[S]_р$) при различных температурах, °С: 1 – 1250; 2 –1300; 3 – 1350; 4– 1400; 5– 1450; 6 –1500. а - при содержании серы в чугуне 0,005 – 0,035 %; б - при особо глубокой десульфурации чугуна до содержания серы 0,0005 – 0,0050%

Вопрос 4. При инжекционных процессах ввода магнийсодержащих реагентов в жидкий чугун характер протекания процесса обработки расплава в ковше зависит от целого ряда факторов, из которых наиболее влияющим является интенсивность ввода магния и уровень равномерности подачи реагента (а не наличие в реагенте извести). В силу этого процесс вдувания магния в смеси с порошковым карбидом кальция (который является более сыпучим материалом, чем известь) протекает

более спокойно, чем вдувание магния в смеси порошковой известью (даже флюидизированной).

В технологии и оборудовании десульфурации вдувания магния без различных пассивирующих добавок реализуются наиболее благоприятные условия для инжекционного ввода магнийсодержащих реагентов в железоуглеродистые расплавы [2, 8]. Для вдувания применяется реагент в зернистом виде, что обеспечивает намного лучшую текучесть и сыпучесть (угол естественного откоса не более 28–29^{o}), не требуется аэрирование реагента и меры повышения его текучести.

Отсутствие пассивирующих и другого типа добавок создают благоприятные условия для обеспечения наибольшей активности магния в реакционной зоне. Инжекционно-дозирующая система является плавно регулируемой, но в тоже время «жесткой» и не реагирующей на все помехи, в т.ч. на различные возмущения, приходящие по инжекционному магниепроводу (от бурлящей ванны). Регулирующая система обеспечивает точное дозирование в подаче реагентов с погрешностью не более 0,5 % от заданных параметров. Интенсивность вдувания зернистого магния (масса в единицу времени) обеспечивается весьма стабильной, с погрешностью не более 2 % (в т.ч. мгновенная) от задаваемой. Изложенные отличия в совокупности с конструкцией и параметрами рациональной фурмы обеспечивают устойчивое, равномерное, стабильное и технологичное вдувание магния в жидкий чугун с интенсивностью подачи от 0 до 25 кг/мин. и продолжительности вплоть до 2,5 мин., т.е. за более короткий промежуток, чем вдувание магния в смеси с известью.

Вопрос 5.

Вдувание зернистого магния (без пассивирующих добавок) обеспечивает стабильное получение чугуна с заданным содержанием серы вплоть до ≤ 0,002 %. Освоение этой технологии на целом ряде меткомбинатов КНР и Тайваня это подтверждает. Введенный в эксплуатацию на стальзаводе № 2 меткомбината концерна CSC (Тайвань) комплекс десульфурации чугуна мощностью 6,5 млн.т/год обеспечивает с гарантией не менее 95 % получение особо чистого чугуна с содержанием серы ≤ 0,002 % при среднем удельном расходе магния около 0,4 кг/т чугуна. В составе гарантии предлагаются также параметры, обеспечивающие содержание серы в чугуне после десульфурации 0,001 %. Наименьшее содержание серы в чугуне после обработки составляет 0,0002 %.

Таблица 2. Результаты работы комплексов десульфурации чугуна на различных меткомбинатах при выплавке стали в 350-тонных конвертерах

№№ вариантов	Наименование предприятия, страна	Технология десульфурации чугуна	Содержание серы в чугуне, %		Содержание серы в стали (перед сливом из конвертера), %	Приход серы в конвертере, %
			Исходное (перед десульфурацией)	После десульфурации		
1	ОАО «Северсталь», Череповец, Россия	Вдувание смеси (CaO+Mg) через 2 фурмы (одновременно)	0,010–0,047 0,0262	0,001–0,010 0,0043	0,004–0,016 0,0088	+(0,0013–0,0070) 0,0045
2	ПАО «Металлургический комбинат «Азовсталь», Мариуполь, Украина	Вдувание гранулированного магния в доменные ковши	н/д	≤0,005 (1,61 млн.т/год чугуна)	≤0,005 (1,72 млн.т стали)	н/д
3	Корпорация CSC, стальзавод № 2, Каосюн, Тайвань	Вдувание гранулированного магния через 2–х сопловую фурму	0,014–0,056 0,029	0,0002–0,0048 0,0033	0.0047	0,0015
4	Корпорация CSC, стальзавод № 2, Каосюн, Тайвань	Вдувание гранулированного магния через 2–х сопловую фурму	0,0184–0,0230 0,021	0,0032–0,0045 0,00372	0,0054–0,0067 0,0058	0,0015–0,0031 0,0021
5	Корпорация CSC, стальзавод № 2, Каосюн, Тайвань	KR-процесс известь+плавиковый шпат	0,0181–0,0230 0,0207	0,0021–0,0027 0,0023	0,0034–0,0047 0,0040	0,0010–0,0026 0,0017

Вопрос 6. Широкое промышленное освоение технологии десульфурации чугуна вдуванием зернистого магния (без извести) на 37 стальзаводах КНР и Тайваня (70 комплексов десульфурации и скачивания шлака) показало, что образующиеся после десульфурации ковшевые шлаки по своим физико-химическим характеристикам существенно не отличаются от традиционных ковшевых шлаков [2, 3, 10, 11]. При помощи гидравлических машин скребкового типа за 4–7 мин из ковшей удаляется до 95 % шлака и более. Барботирование чугуна азотом (в период скачивания) позволяет практически полностью очистить чугун от шлака. Кроме того, имеющиеся в составе комплексов десульфурации бункера для корректировки состава шлака позволяет осуществлять загущение шлаков, как это осуществляется на ОАО «Северсталь» (после десульфурации чугуна коинжекцией магния с известью).

В табл. 2 представлены фактические показатели десульфурации чугуна по различным технологиям в близких условиях [16], из которой следует, что при вдувании зернистого магния содержание серы в чугуне после десульфурации и в стали (перед сливом из конвертера) ничем не уступает другим процессам обессеривания чугуна. В дополнение следует обратить внимание, что на ПАО «Азовсталь» на базе очень глубокой десульфурации чугуна (≤ 0,002 %) и чистого лома получали [14] содержание серы в стали ≤ 0,002 % (перед сливом ее из конвертера).

Выводы

Таким образом, из приведенных выше фактических данных промышленной эксплуатации, выполненного анализа параметров и показателей десульфурации чугуна по двум различным технологиям – вдувание зернистого магния и вдувания (коинжекция) смеси магния с известью получены следующие выводы:

1. Вдувание магния и магнийсодержащей смеси увеличивает количество шлака в ковше. С учетом практически постоянного значительного количества исходного шлака в ковше (78–95 % от общей массы) содержание серы в конечном шлаке увеличивается, но величины содержаний серы в шлаках по двум технологиям десульфурации получаются близкими.

2. При современной технологии и оборудовании для удаления шлака из ковшей с чугуном обеспечивается удаление 90 % (и более) шлака. В этих условиях тип применяемых в настоящее время технологий вдувания магнийсодержащих реагентов не оказывает принципиального влияния на приход серы в конвертер.

3. Реализация процесса десульфурации чугуна вдуванием зернистого магния (без разубоживающих добавок) сопровождается насыщением чугуна магнием, который играет роль «защитного барьера», препятствующего протеканию процессов возврата серы из шлаков. В ряде случаев (отсутствие исходного шлака в ковше, низкое содержание оксида кальция в шлаке – (меньше 5–10%) рациональна корректировка физико-химического состава конечного шлака с помощью дешевых отходов

производств обжига извести, огнеупоров и др. добавок (в количестве 1-2 кг/т чугуна).

4. Процесс десульфурации чугуна вдуванием магния без порошковой извести включает применение наиболее текучего материала – в виде зерен, наиболее управляемой и надежной системы дозирования и вдувания магния, более стабильной и спокойной продувке чугуна в ковше с интенсивностью подачи магния вплоть до 25 кг/мин, «свободным бортом» в ковше – вплоть до 0,15 м и продолжительности вдувания в 1,5–2 раза меньше, чем при вдувании порошковой смеси.

5. Возможность и стабильность получения чугуна с суперизким содержанием серы подтверждена широкой производственной практикой применения технологии десульфурации чугуна вдуванием зернистого магния на металлургических предприятиях КНР и Тайваня, самым новым из которых является комплекс глубокой десульфурации чугуна (вплоть до ≤ 0,002 % серы) концерна CSC (Тайвань) мощностью 6,5 млн.т/год чугуна. По желанию заказчика могут обеспечиваться гарантии по содержанию серы после обработки ≤ 0,001 %.

6. Производственный опыт скачивания шлака из ковшей после десульфурации чугуна зернистым магнием без извести на меткомбинатах Украины, КНР и Тайваня не выявил особых трудностей и отличий удаления ковшевых шлаков. Применение современных средств скачивания шлака позволяет за 4–6 мин. удалить до 95% шлака и более. Содержание серы в стали при работе на глубокообессеренном чугуне по двум технологиям вдувания магния получается практически одинаковым и зависящим в основе от степени очищения чугуна от шлака.

1. *Технико-экономическое* сопоставление процессов внепечной десульфурации чугуна по результатам их промышленного освоения. / А.Ф.Шевченко, А.М.Башмаков, И.А.Маначин и др. // Бюлл. Черная металлургия. – Москва: Черметинформация. – 2013. – № 10. – С. 9-13.
2. *Шевченко А.Ф., Большаков В.И., Башмаков А.М.* Технология и оборудование десульфурации чугуна магнием в большегрузных ковшах. – Киев: Наукова думка, 2011. – 207 с.
3. *Шевченко А.Ф.* Комплексная оценка различных технологий внепечной десульфурации чугуна. // Бюлл. Черная металлургия. Москва. Черметинформация. – 2011. – № 7. – С.33-41.
4. *Зборщик А.М., Куберский С.В., Косолап Н.В.* Эффективность использования реагентов в современных процессах внедоменной десульфурации чугуна. // Бюлл. Черная металлургия. Москва. Черметинформация. – 2011. – № 12. – С. 35-41.
5. *Воронова Н.А*. Десульфурация чугуна магнием. – М.: Металлургия, 1980. – 239 с.
6. *Десульфурация* чугуна вдуванием магния в чугуновозные ковши. / Н.А.Воронова, С.Т.Плискановский, А.Ф.Шевченко и др. // Сталь. – 1974. – № 4. – С. 297-302.

7. *Применение* технологии десульфурации чугуна гранулированным магнием на Уханьском металлургическом комбинате. / А.Ф.Шевченко, Б.В.Двоскин, А.С.Вергун и др. // Сталь. – 2002. – № 4. – С. 46-48.
8. *Создание* и развитие технологических решений по внепечной десульфурации чугуна. / В.И.Большаков, А.Ф.Шевченко, Лю Дун Ие и др. // Труды 15–й международной конференции по выплавке стали. КНР. – 19–21 ноября 2008 г., г. Сяамэнь.
9. *Опыт* работы Череповецкого металлургического комбината по достижению ультранизкого содержания серы в чугуне с использованием крупнотоннажной установки десульфурации чугуна. / А.Н.Луценко, А.А.Немтинов, С.Д.Зинченко и др. // Бюлл. Черная металлургия. М. – Черметинформация. – 2009. – № 7. – С. 61-63.
10. *Оценка* влияния технологии внепечной десульфурации чугуна на параметры шлакообразования в ковше. / А.Ф.Шевченко, Л.П.Курилова, В.Г.Кисляков и др. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб. трудов ИЧМ. Днепропетровск. – 2008. – Вып. 17. – С. 116-123.
11. *Влияние* внепечной подготовки чугуна на потери чугуна с ковшевым шлаком. / А.Ф.Шевченко, Лю Дун Ие, Л.П.Курилова и др. // Бюлл. Черная металлургия. Черметинформация. М. – 2009. – Вып. 2 (1310). – С. 31-35.
12. *Влияние* технологии десульфурации чугуна и скачивания шлака на приход серы в сталеплавильный агрегат. / А.Ф.Шевченко, А.С.Вергун, Б.В.Двоскин и др. // Бюлл. Черная металлургия. – Черметинформация. – М. – 2008. – Вып. 5 (1301). – С. 18-25.
13. *Взаимосвязь* концентраций серы и магния в чугуне при внепечном рафинировании. / А.Ф.Шевченко, А.В.Зотов, Б.В.Двоскин и др. // Теория и практика металлургии. Сб. трудов НМетАУ. – 1999. – № 4. – С. 35-–37.
14. *Опытно–промышленное* опробование производства чугуна с супернизким содержанием серы для выплавки в конвертерах чистой по сере стали. / А.Ф. Шевченко, Н.Т.Ткач, Б.В.Двоскин и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1991. – № 3. – С. 7-9.
15. *Оценка* количества серы, вносимой в конвертер с чугуном и шлаком при применении десульфурации чугуна. / Н.Т.Ткач, П.С.Лындя, А.Л.Руденко и др. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб. ИЧМ. – Днепропетровск. – 2005. – Вып. 10. – С. 104-108.
16. *Содержание* серы в чугуне и стали при использовании внепечной десульфурации чугуна перед сталеплавильным переделом. / А.Ф.Шевченко, А.С.Вергун, А.М.Шевченко и др. // Бюлл. Черные металлы. – М. – Черметинформация. – 2014. – № 5. – С. 47-49.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук, проф. А.Г.Чернятевичем.

А.П.Шевченко, О.С.Вергун, А.М.Шевченко, І.А.Маначин, Б.В.Двоскін

Порівняння різних технологій ковшової десульфурації чавуну магнієм

Наведено зіставлення двох технологій вдування магнію: вдування (коіжекція) суміші магнію з вапном і вдування зернистого магнію без добавок. Представлено фактичні дані за параметрами шлакоутворення, приходу сірки в конвертер, можливостям ресульфурації, впливу вапна на параметри процесу вдування, умов скачування шлаку і забезпечення особливо глибокої десульфурації чавуну (до ≤ 0,001 - 0,002% сірки). Показано, що в наведеному обсязі зіставлення цих процесів немає істотних відмінностей в показниках використання знесірчених чавуну в конвертерному переділі.

Ключові слова: чавун, десульфурация, магній, технологічні показники, витрати

A. F. Shevchenko, A. S. Verhun, A. M. Shevchenko, I. A. Manachin, B. V. Dvoskin

Comparison of different technologies ladle desulphurization magnesium

The comparison of the two technologies of magnesium injection: the injection of magnesium mixed with lime and granular magnesium injection without additives. Presents evidence on the parameters of slag formation, parish sulfur converter capabilities resulfurization, lime influence on the parameters of the injection process, the terms of slagging and ensure a particularly deep desulphurization (to ≤ 0,001 - 0,002% sulfur). It is shown that in the above volume comparison of these processes are no significant differences in terms of use of sweet iron in the converter redistribution.

Keywords: iron, desulfurization, magnesium, technological performance, cost

УДК 669.184.244.66:669.184.244.26.003.18

А.Г.Чернятевич, В.В.Вакульчук

О ПОВЫШЕНИИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВЕРХНЕЙ ПРОДУВКИ КОНВЕРТЕРНОЙ ВАННЫ

Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины

Целью настоящего исследования являлась выработка направлений дальнейшего повышения ресурсо- и энергосберегающей эффективности верхней продувки конвертерной ванны. С использованием высокотемпературного моделирования исследованы особенности верхней продувки конвертерной ванны разноимпульсными кислородными струями. Приведены методика проектирования и конструкции головок двухконтурных кислородных фурм, рекомендации по дутьевому и шлаковому режимам ведения конвертерных плавок.

Ключевые слова: конвертерная ванна, режим верхней продувки, высокотемпературное моделирование, двухконтурная кислородная фурма

Обоснование направления исследований. Многолетняя эксплуатация конвертеров с верхней кислородной продувкой убедительно показала их достоинства [1]: высокую производительность и гибкость к составу перерабатываемых чугунов; простоту конструкции оборудования и обслуживания по сравнению с современными конвертерами комбинированного дутья, особенно с подачей кислорода сверху и через днище агрегата [2]; высокую стойкость футеровки (до 10-23 тыс. плавок [3]) при использовании *гарнисажных* технологий.

Известны [1], вместе с тем, и такие существенные недостатки: слабое перемешивание металлической ванны струями кислорода и пузырями CO, особенно в нижней ее части, что обусловливает неполноту и пониженную скорость реакций между металлом и шлаком; неравномерность химического состава ванны и ее температуры; чрезмерная окисленность металла и шлака при выплавке низкоуглеродистых сталей; затруднения в управлении процессом, особенно в части подавления чрезмерного вспенивания шлака и образования выбросов; ограниченная доля перерабатываемого металлолома.

При выбранной металлошихтовке конвертерной плавки на дальнейший ход последней при верхней кислородной продувке основное влияние оказывают известные управляющие воздействия [4]:

- конструкция применяемой головки кислородной фурмы;
- расход кислорода (Q_{O_2}, м^3/мин), начальная ($H_ф^{нач}$, м) и рабочая ($H_ф^{раб}$, м) высота расположения фурмы над уровнем металлической ванны в спокойном состоянии;
- режим присадок по ходу продувки после заливки чугуна углеродсодержащих теплоносителей и шлакообразующих материалов (извести, плавикового шпата, магнезиальных модификаторов и др.).

Даже в тех конвертерных цехах, где соблюдаются одинаковые исходные условия работы агрегатов каждая плавка имеет свой собственный индивидуальный характер протекания. В случае отклонения от нормального хода продувки (задержка «зажигания» плавки и формирования жидкого шлака, возникновение интенсивных выбросов и выносов) дистрибьюторщик вынужден для исправления хода операции корректировать положение фурмы, расход кислорода и режим присадок сыпучих материалов.

В характерных для большинства конвертерных цехов условиях, когда в ходе кампании существенно колеблются исходные параметры начала плавки (температура футеровки и размеры рабочего пространства агрегата, качество заваленного металлического лома, температура и состав заливаемого чугуна), а продувка ванны осуществляется с принятым расходом кислорода (Q_{O_2}) через обычную многосопловую фурму, снабженную головкой с круговым расположением 4-6 сопел Лаваля под углом $\alpha = 15\text{-}20^{\circ}$ к вертикали, не всегда удается обеспечить:

- ускоренный и стабильный процесс шлакообразования с наведением с самого начала продувки жидкоподвижного основного окислительного шлака с надлежащей фосфор- и серопоглотительной способностью;
- спокойный без выбросов и выносов характер продувки конвертерной ванны в режиме «заглубленных» кислородных струй при расположении уровня вспененного шлака выше среза головки фурмы на протяжении преобладающей части времени операции;
- надлежащее дожигание CO до CO_2 в полости конвертера для улучшения теплового баланса плавок, особенно в случае «холодной» шихтовки последних;
- предотвращение интенсивного заметалливания ствола кислородной фурмы, горловины конвертера и экранной поверхности камина;
- более интенсивное перемешивание конвертерной ванны на окончательной стадии продувки и минимальную окисленность конечного железоуглеродистого ($\leq$0,08 % C) полупродукта при оптимальном содержании оксидов железа в шлаке.

В таких условиях оптимальное с металлургической точки зрения протекание конвертерного процесса может быть достигнуто лишь в том случае, если для верхней продувки будут задействованы фурмы, обеспечивающие при фиксированном положении ($H_ф^{раб}$, м) одновременно «жесткий» и «мягкий» характер воздействия кислородных струй на ванну с необходимым перераспределением вдуваемого кислорода на реакции в металлической, шлаковой и газовой фазах рабочего пространства конвертера.

В этом направлении действенным мероприятием является оснащение конвертеров двухконтурными фурмами [5] и системами подвода к ним двух регулируемых потоков основного и дополнительного кислорода с возможностью полной замены их на нейтральный газ (рис.1).

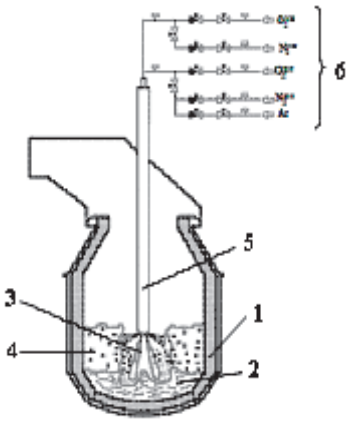


Рис.1. Схема реализации верхней продувки конвертерной ванны с использованием двухконтурной фур-мы и модернизированной системы подвода к ней технологических газов:
1 - конвертер;
2 - металлическая ванна;
3 - реакционная зона взаимодействия кислородных струй с конвертерной ванной;
4 - вспененная шлакометаллическая эмульсия;
5 - двухконтурная кислородная фурма;
6 - система подвода технологических газов к двухконтурной фурме.

Это позволит:

- обеспечить возможность регулирования в ходе операции расхода основного кислорода ($Q_{O_2}^{осн}$, м^3/мин), предназначенного для формирования с помощью сопел Лаваля сверхзвуковых кислородных струй, обеспечивающих «жесткую» продувку ванны в режиме глубокого проникновения с интенсификацией растворения лома, обезуглероживания и перемешивания металлического расплава, а также дополнительного кислорода ($Q_{O_2}^{доп}$, м^3/мин), направленного на организацию «мягкой» продувки дозвуковыми кислородными струями, истекающими из цилиндрических сопел, способствующей ускоренному наведению жидкоподвижного шлака и дополнительному дожиганию CO в полости конвертера с улучшением теплового баланса плавки;

- более гибко управлять состоянием вспененного слоя шлакометаллической эмульсии с целью предотвращения выбросов, повышения эффективности удаления фосфора и серы;

- снизить интенсивность заметалливания ствола фурмы и горловины конвертера за счет создания над реакционной зоной взаимодействия основных сверхзвуковых кислородных струй с конвертерной ванной своеобразной газовой завесы из дополнительного кислородного или азотного дутья, преграждающего попадание на ствол фурмы и горловину конвертера капель металла, выносимых во встречном потоке отходящих газов;

- в результате формирования с помощью дополнительных сопел значительной по объему области с относительно низкоскоростными многоструйными кислородными потоками обеспечить дожигание выделяющегося CO до CO_2 ниже уровня ванны в пределах специально создаваемых реакционных зон с передачей тепла непосредственно

расплаву без воздействия образующегося высокотемпературного факела на футеровку конвертера;

- за счет замены дополнительного кислорода на нейтральный газ (азот, аргон) с определенным расходом в заключительный период операции обеспечить при высоте фурмы $\leq H_{ф}^{раб}$ «жесткую» кислородную и «мягкую» продувку нейтральным газом, направленную на снижение окисленности металла и шлака при глубоком «передуве» (≤0,08 % С) ванны в случае выплавки низкоуглеродистых марок стали;

- реализовать раздув конечного шлака с целью нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера сверхзвуковыми струями с максимальной подачей азота через сопла Лаваля при расходе азота через цилиндрические сопла на уровне, обеспечивающем предотвращение «запечатывания» их брызгами шлака.

Если учесть, что технологические возможности классического конвертерного процесса с верхней кислородной продувкой полностью не исчерпаны [1], то для решения отмеченных проблем в настоящее время актуально проведение в новых направлениях теоретических и экспериментальных исследований механизма явлений, сопровождающих многоструйную верхнюю продувку конвертерной ванны разноимпульсными кислородными и нейтральными газовыми струями. Полученная при этом информация необходима для разработки и практической реализации новой ресурсо- и энергосберегающей технологии верхней продувки конвертерной ванны разноимпульсными струями кислорода и нейтрального газа, альтернативной комбинированной, чтобы при использовании более простого по конструкции глуходонного конвертера, новых верхних фурм и модернизированных систем подвода к ним технологических газов обеспечить сопоставимые с комбинированной продувкой технологические и технико-экономические показатели.

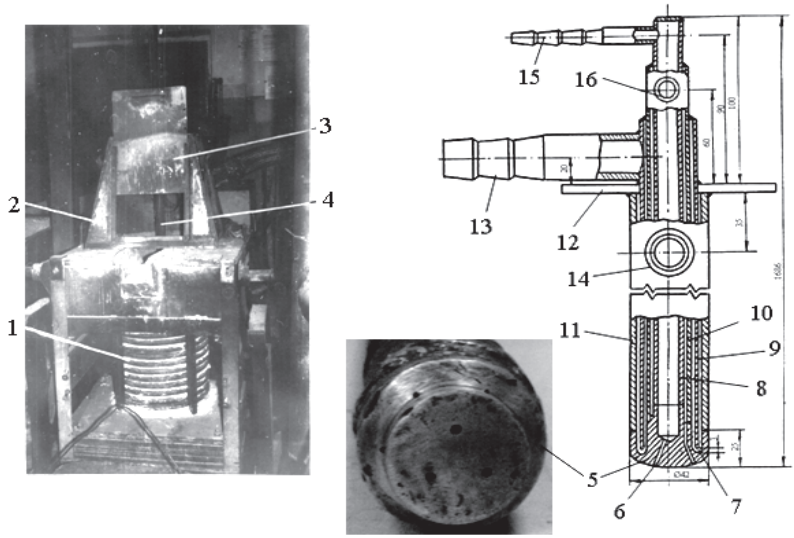
Цель исследования. С учетом планируемой промышленной реализации предложенного способа продувки конвертерной ванны (рис.1) целью настоящего исследования являлось:

- приобретение с помощью высокотемпературного моделирования недостающей информации об гидрогазодинамической обстановке в полости конвертера при продувке ванны через двухконтурные фурмы разноимпульсными кислородными струями при разном уровне вспененной шлакометаллической эмульсии;

- обоснование на основе данных высокотемпературного моделирования методики проектирования и конструктивных решений головок двухконтурных фурм, дутьевого и шлакового режимов плавки с их использованием;

- выработка направлений дальнейшего повышения ресурсо- и энергосберегающей эффективности верхней продувки конвертерной ванны.

Установка и методика проведения исследований. Высокотемпературное моделирование продувки конвертерной ванны решали с применением установки (рис.2,а), смонтированной на базе 150-кг индукционной печи.



а) б)

Рис.2. Внешний вид установки (а) и конструкция (б) двухконтурной кислородной фурмы с различными головками (№№ 8, 12, 14, 15, табл.1): 1- индуктор; 2 - отъемная горловина; 3 - передвижная крышка; 4 - двухконтурная кислородная фурма; 5 - медная головка; 6, 7 - основные и дополнительные сопла; 8, 9, 10 и 11 - трубы подачи основного кислорода, разделительная, кислорода дожигания и наружная; 12 - крепежная планка; 13,14, 15 и 16 - патрубки подвода и отвода воды, подвода основного и дополнительного кислорода

Порядок проведения экспериментов был следующим. 120 кг передельного чугуна известного состава (в среднем 4,15%C, 0,32%Mn, 0,55%Si, 0,034%S и 0,060%P) расплавляли, а затем нагревали до 1300-1450^{0}C в магнезитовом тигле индукционной печи. После отбора пробы чугуна устанавливали требуемую рабочую высоту расположения двухконтурной фурмы (рис.2, б) над поверхностью расплава и начинали продувку с общим расходом кислорода (Q_{O_2}) 2,2-2,8 м^3/(т.мин). Для наведения шлака после «зажигания» плавки рассредоточено присаживали доломитизированную известь и плавиковый шпат в количестве 1,5-2,5 кг и 0,2-0,3 кг соответственно.

Наблюдение за ходом продувки с фиксацией видеокамерой процессов взаимодействия кислородных струй с конвертерной ванной

осуществлялось через смотровое окно (рис.2,а). На протяжении всего периода продувки с интервалом 3-5 мин отбирали пробы металла и шлака для последующего химического анализа. На ряде плавок для оценки степени дожигания отходящих газов в рабочем пространстве конвертера отбирали пробы конвертерного газа, которые анализировали на содержание CO, CO_2, N_2, O_2.

Головки применяемых двухконтурных фурм с круговым двухрядным расположением цилиндрических сопел (табл.1) отличались количеством основных ($n_в$) и дополнительных ($n_н$) сопел в контурах, их диаметрами ($d_в$, $d_н$) и углами наклона к вертикальной ($\alpha_в$, $\alpha_н$) оси фурмы, а также диаметрами окружности расположения осей выходных сечений сопел ($D_в$, $D_н$) на торце головки.

Таблица 1. Конструктивные параметры головок лабораторных двухконтурных фурм

Номер головки	Ряд основных сопел				Ряд дополнительных сопел			
	$n_в$, шт.	$d_в$, мм	$\alpha_в$, град.	$D_в$, мм	$n_н$, шт.	$d_н$, мм	$\alpha_н$, град.	$D_н$, мм
№ 14	4	1,7	15	17	8	0,6	20	32
№ 15	4	1,7	15	17	12	0,4	25	36
№ 8	3	2,0	10	18	6	1,0	25	28
№ 12	3	2,0	7	14	8	0,5	25	26

Изложение основных результатов исследования. В ходе экспериментов при расходе кислорода 70-90% от общего через группу основных сопел (3 или 4 сопла) внутреннего контура головок (табл.1) стремились организовать разделение или объединение выходящих из реакционных зон воздействия кислородных струй на ванну потоков CO, а встречно направленными дополнительными струями, формируемыми 6-ю – 12-ю соплами наружного контура, создавать своеобразную завесу на пути выноса капель металла и шлака при одновременном дожигании CO до CO_2 с передачей выделяющегося тепла непосредственно расплаву.

С момента устойчивого «зажигания» операции при продувке ванны 9-ти (№ 8) и 12-ти (№ 14) сопловыми двухконтурными фурмами обеспечивались при малой толщине вспененного шлака условия раздельного выхода на поверхность ванны макропузырей монооксида углерода из обособленно расположенных реакционных зон взаимодействия трех или четырех основных кислородных струй с расплавом. При этом фиксируется дожигание выделяющегося CO, дробление и сжигание попадающих в дополнительные кислородные струи капель металла (рис.3).

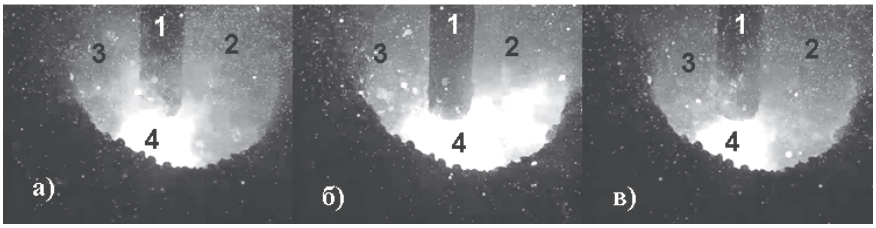


Рис.3. Картина продувки конвертерной ванны с расходом основного ($q_{O2}^{осн}$ =2,2 м^3/(т·мин)) и дополнительного ($q_{O2}^{доп}$ =0,22 м^3/(т·мин)) кислорода при расположении головки двухконтурной фурмы № 14 на высоте 60 калибров: 1 - двухконтурная фурма; 2 - поверхность шлака; 3 - брызги металла и шлака; 4 - дожигание CO и сжигание капель металла в струях

Продувка ванны с применением 12-ти и 16-ти сопловых головок (№№ 14,15) сопровождалась существенным снижением интенсивности направленного брызговыноса мелких капель металла и шлака на поверхность наружной трубы фурмы в условиях малошлаковой продувки.

При незначительном перекрытии вспененным шлаком среза головки 9-ти сопловой фурмы наблюдался прерывистый выход макрообъемов CO на поверхность ванны в виде крупных пузырей (рис.4), превышающих размеры отдельной реакционной зоны. Раскрытие макропузыря на поверхности ванны на окончательной стадии сопровождалось интенсивным выделением бурого дыма (рис.5).

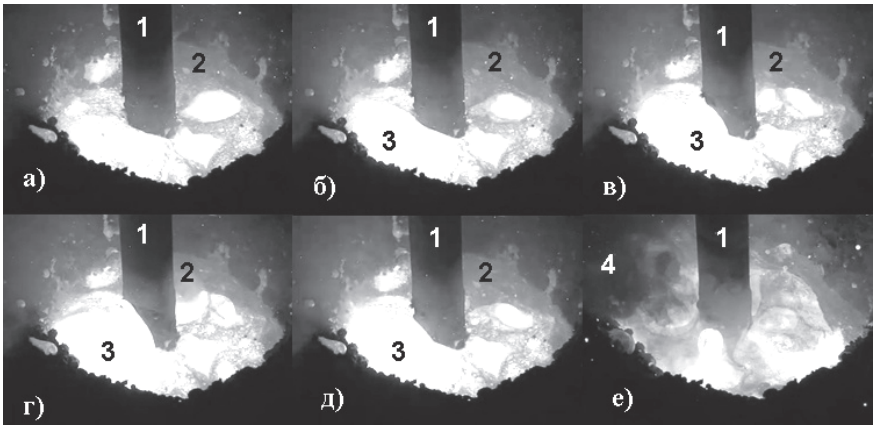


Рис.4. Картина выхода макропузыря CO на поверхность шлака:1- двухконтурная фурма № 8; 2 - поверхность шлака; 3- разрушение макропузыря CO на поверхности ванны; 4- выход бурого дыма

С применением 11-ти сопловой (№ 12) двухконтурной фурмы удавалось создавать, даже в окончательный период продувки, с помощью

трех основных кислородных струй, подаваемых через сопла внутреннего ряда головки, общую реакционную зону (открытой формы) интенсивного выделения CO, а дополнительными кислородными струями из восьми сопел внешнего ряда дожигать CO до CO_2 в «свищевом» потоке отходящих газов.

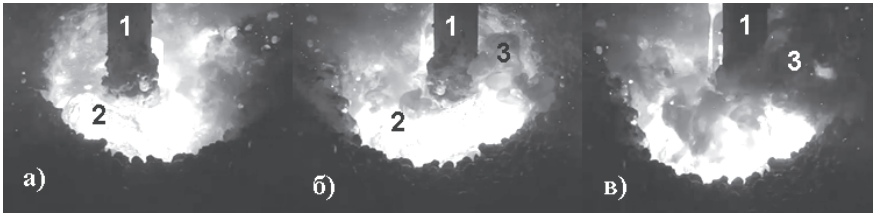


Рис.5. Картина выхода бурого дыма из реакционной зоны: 1 - двухконтурная фурма; 2 - разрушение макропузыря CO на поверхности ванны; 3- выход бурого дыма

В том случае, когда головка двухконтурной 12-ти сопловой фурмы (№ 14) погружена на значительную глубину во вспененную шлакометаллическую эмульсию, то на поверхности ванны в местах выхода CO образуются всплески шлакометаллической взвеси (рис.6). При этом интенсивность выделения бурого дыма значительно снижается, что объясняется фильтрующим воздействием шлаковой фазы.

Если в начальный период продувки при расположении торца головки двухконтурной фурмы над слоем вспененного шлака небольшой высоты отчетливо фиксируется дожигание выходящего из пределов реакционной потока CO струями дополнительного кислорода (рис.3) с образованием факела дожигания, непосредственно направленного на поверхность конвертерной ванны, то при погружении головки на значительную глубину во вспененную шлакометаллическую эмульсию на протяжении большей части длительности плавки условия дожигания отходящего потока CO ухудшаются. В данном случае дожигание выходящего из реакционной зоны потока CO во всплывающих макропузырях (рис.4-6) несколько затруднено, так как отсутствует «свищевой» характер выхода газа из-за наличия прослоек шлакометаллической фазы между макропузырями. При формировании с помощью дополнительных кислородных струй обширной низкоскоростной завесы над зоной всплывания макропузырей CO должно способствовать повышению эффективности дожигания CO до CO_2.

Как и следовало ожидать, проведенная при сопоставимых условиях продувки конвертерной ванны оценка показателя (табл.2) дожигания отходящих газов (CO_2') при использовании различных фурм показала предпочтительность применения головок с двухрядным расположением сопел при регулируемом двухконтурном подводе кислорода. При этом использование двухконтурных фурм (№ 8, 12, табл.2), обеспечивающих

формирование объединенной реакционной зоны интенсивного выхода CO на поверхность ванны (рис.7, б), является предпочтительным.

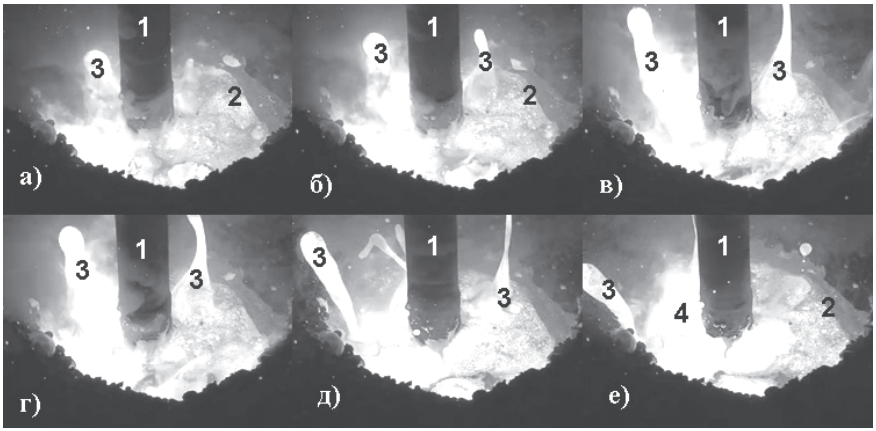


Рис.6. Картина образования всплесков шлакометаллической взвеси над поверхностью ванны: 1- двухконтурная фурма № 14; 2 - поверхность шлака; 3- всплески шлакометаллической взвеси; 4 - выход CO

Таблица 2. Усредненные показатели CO_2'' дожигания отходящего газа при продувке конвертерной ванны ($H_ф^{раб}$=35 калибров, $q_{O2}^{осн}$ =2,3 м^3/(т·мин), $q_{O2}^{доп}$ =0,23 м^3/(т·мин)

Содержание углерода в расплаве по ходу продувки, %	$CO_2''= 100CO_2/(CO+CO_2)$, %			
	Номера фурм*			
	5 **	15	8	12
4,0 – 3,5	19,4	24,3	24,5	24,9
2,0 – 1,5	12,4	17,2	17,3	18,7
1,0 – 0,5	10,6	13,9	14,2	15,8
0,2 – 0,1	11,3	12,9	16,5	17,2

*- номера фурм в соответствии с табл.1; **- обычная 4-х сопловая головка ($d_в$=1,6 мм; $\alpha_в$= 15 град.; $D_в$= 19 мм)

В результате проведенного высокотемпературного моделирования с учетом предыдущих разработок [6] была обоснована следующая методика проектирования головок двухконтурных кислородных фурм. Определяемыми конструктивными параметрами головки являются: рациональное количество сопел во внутреннем ($n_в$) и наружном ($n_н$) контурах, их форма, размеры и характер размещения; целесообразные углы наклона сопел к вертикали ($\alpha_в$, $\alpha_н$) и в плане ($\varphi_в$, $\varphi_н$) между осями соседних сопел в каждом из контуров. Для нахождения этих конструктивных параметров головки прежде всего задаемся необходимыми условиями продувки конвертерной ванны: общим расходом кислородного дутья (Q_{O_2}, м^3/мин), перераспределением расходов кислорода

между внутренней ($Q_{O_2}^{вн}$, м^3/мин) и наружной ($Q_{O_2}^{нар}$, м^3/мин) группами сопел Лаваля и цилиндрических соответственно, а также целесообразной формой организации реакционной зоны.

При реализации варианта по схеме (рис.7,а) создания внутренней группой сверхзвуковых кислородных струй обособленных реакционных зон интенсивного выделения монооксида углерода на поверхность ванны с дожиганием последнего дозвуковыми струями, формирующимися цилиндрическими соплами наружного контура, максимальное число сопел Лаваля во внутреннем контуре головки (n_c^{max}) определяется по известной формуле [7]

$$n_c^{max} = (Q_{O_2} - Q_{O_2}^{нар})/(H^1 / 0{,}85)^{2{,}24}, \qquad (1)$$

где H^1 - высота рабочего пространства конвертера от уровня спокойной ванны, м.

В случае планируемой работы конвертеров с глубоким «передувом» плавки ([С]< 0,08 %) расчетное количество сопел (n_c^{max}) следует уменьшить, как показали материалы производственных испытаний, на одно (в диапазоне расхода кислорода $Q_{O_2}^{вн}$ = 300-500 м^3/мин) или на два (при $Q_{O_2}^{вн}$ = 700-1100 м^3/мин), чтобы обеспечить более «жесткий» характер продувки на окончательной стадии операции с целью снижения окисленности металла и шлака. Расчет профиля сопла Лаваля в данном случае ведется с условием истечения кислородных струй в режиме недорасширения в заданном диапазоне расхода основного кислорода, чтобы снизить интенсивность износа кромок сопел.

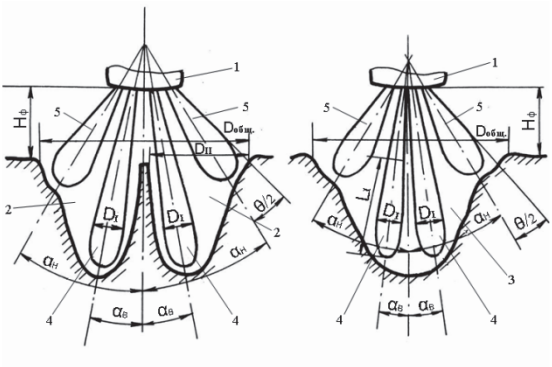


Рис.7. Схема реакционной зоны при продувке ванны двухконтурными фурмами:
1- головка фурмы;
2 и 3- обособленные и общая реакционные зоны выделения монооксида углерода;
4 и 5- сверхзвуковые и дозвуковые кислородные струи.

Разведение реакционных зон интенсивного выхода монооксида углерода на поверхность ванны достигается [4] путем предотвращения слияния в глубине расплава струйных участков первичных реакционных зон максимального диаметра (D_{1max}), что обеспечивается при выполнении соотношения

$$\tan\frac{\varphi_в}{2}=\frac{D_{Imax}-a}{2(H_ф^{раб}+L)}. \quad (2)$$

Здесь a - минимальное расстояние между осями сопел внутреннего контура на торце головки, м; L=0,5 $L_{I\,min}$ – длина струйного участка первичной реакционной зоны, на котором струйный участок достигает максимального диаметра, м.

Значения рабочей высоты фурмы над уровнем ванны $H_ф^{раб}$, минимальной длины $L_{I\,min}$ и максимального диаметра D_{Imax} первичной реакционной зоны при выбранном расходе кислорода $Q_{O_2}^{осн}$ определяются из выражений

$$H_ф^{раб}/d_{вых}=37{,}2\left(\sum i_{O_2}^{осн}/mg\right)^{0{,}092}; \quad (3)$$

$$L_{I\,min}\left(H_ф+L_{I\,min}\right)^2=75{,}1\,\frac{i_{O_2}^{осн}}{\rho_м g\cos\alpha} \quad (4)$$

$$D_{Imax}=3{,}09\sqrt{\frac{i_{O_2}^{осн}}{\rho_м g L_{Imin}}}, \quad (5)$$

в которых $d_{вых}$ - выходной диаметр сопла Лаваля, м; $i_{O_2}^{осн}$ и $\sum i_{O_2}^{осн}$ – импульсы одиночный и суммарный основных кислородных струй, Н; m – масса жидкого металла, кг; g - ускорение силы тяжести, м/с^2; $\rho_м$ - плотность металла, кг/м^3.

При найденном значении $\varphi_в$ величина $\alpha_в$ определяется из соотношения

$$\sin\alpha_в=\frac{\sin(\varphi_в/2)}{\sin(180^0/n_с)}. \quad (6)$$

В том случае, когда ставится задача создания внутренней группой основных кислородных струй объединенной реакционной зоны со «свищевым» общим выходом монооксида углерода на поверхность ванны (рис.7,б), необходимые значения углов $\varphi_в$ и $\alpha_в$ находятся из вышеприведенных выражений (2-6) с учетом соприкосновения в глубине расплава струйных участков первичных реакционных зон с минимальным диаметром D_{Imin}, определяемым из уравнений

$$D_{Imin}=2{,}68\sqrt{\frac{i_{O_2}^{осн}}{\rho_м g L_{Imax}}}; \quad (7)$$

$$L_{I\,max}\left(H_ф+L_{I\,max}\right)^2=133{,}3\,\frac{i_{O_2}^{осн}}{\rho_м g\cos\alpha}. \quad (8)$$

Рациональное количество цилиндрических сопел в наружном контуре головки, их размеры, углы наклона в плане ($\varphi_н$) и к вертикальной оси фурмы ($\alpha_н$) зависят от расхода дополнительного кислорода на шлакообразование и дожигание отходящих газов и конфигурации области выхода на поверхность ванны монооксида углерода из пределов

реакционной зоны, созданной основными кислородными струями. При подаче дополнительного кислорода целесообразно, с одной стороны, формировать для более эффективного дожигания конвертерных газов [6] дозвуковые кислородные потоки с расширением в них областей со скоростью 5-12 м/с, сопоставимой со скоростью перемещения фронта пламени в смеси CO-O_2. С другой стороны, необходимо обеспечить возможность некоторого внедрения факелов дожигания CO до CO_2 в пределах диаметра общей реакционной зоны ($D^{в}_{общ}$) с целью ускорения шлакообразования и повышения эффективности передачи выделяющегося тепла расплаву. Необходимо также обеспечить возможность подавления выноса мелких капель металла из реакционной зоны на ствол фурмы и горловину конвертера за счет создания своеобразной газовой завесы с помощью дополнительных дозвуковых кислородных или нейтральных газовых струй.

Перечисленные условия выполняются без осложнений при организации продувки конвертерной ванны и дожигания CO до CO_2 по схеме рис.7,б. В этом случае угол $\alpha_н$ наклона к вертикали равномерно расположены по кругу цилиндрических сопел наружного контура определяется из выражения

$$\tan \alpha_н = \frac{D_{общ}}{2H^{доп}_{ф}} - \tan \frac{\theta_{кон}}{2}, \qquad (9)$$

где $\theta_{кон}$ - угол раскрытия дозвуковой кислородной струи, град.

В свою очередь

$$D^{в}_{общ}=11{,}3H^{доп}_{ф}\left[\frac{t^{сек}_{O_2}}{\rho_н g\left(H^{доп}_{ф}\right)^2}\right]^{0{,}65}(1+L_{IImin}\operatorname{tg}\alpha_в)+d_0+2\left(H^{доп}_{ф}+L_{IImin}\right)\operatorname{tg}\alpha_в ; \qquad (10)$$

$$L_{II\,min}\left(H_ф+L_{II\,min}\right)^2 = 205{,}3\,\frac{t^{сек}_{O_2}}{\rho_н g\cos\alpha_в}; \qquad (11)$$

$$\tan\frac{\theta_{кон}}{2} = 0{,}234\,\bar{\rho}^{0.141}. \qquad (12)$$

Здесь d_0 - диаметр окружности расположения осей выходных сечений сопел Лаваля внутреннего контура, м; $\bar{\rho}$ - отношение плотностей среды и струи.

С учетом определенных значений $\alpha_н$ и $\varphi_н$ можно исходя из заданных размеров головки определить рациональное количество сопел в наружном контур по формуле

$$n_н < \frac{180}{\arcsin\dfrac{D_{Imax}\cos\alpha_н - 2\left(H^{доп}_{ф}+L_{IImin}\right)\tan(\varphi_н/2)}{d_н\cos\alpha_н}}, \qquad (13)$$

в которой $d_н$ – минимальное расстояние между осями цилиндрических сопел наружного контура на срезе головки, м.

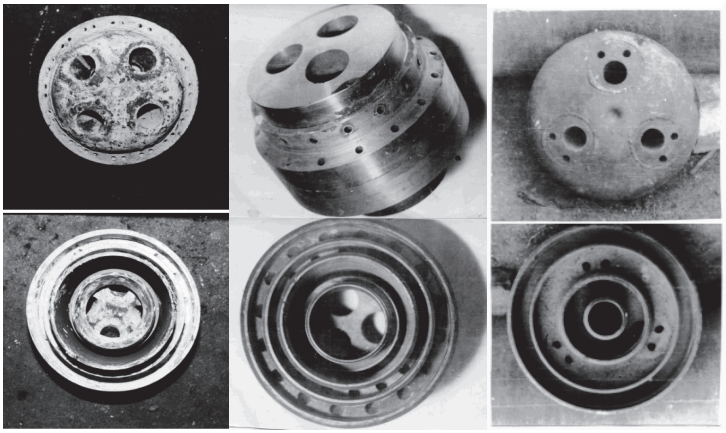
Размеры цилиндрических сопел наружного контура определяются обычным способом исходя из заданного расхода дополнительного кислорода, рекомендуемого в пределах 10-30 % от общего.

В случае организации дожигания отходящих газов в пределах обособленных реакционных зон (рис.7,а) цилиндрические сопла в наружном контуре следует располагать группами с условием встречного перекрытия каждого из потоков выделяющегося монооксида углерода. При этом максимальный диаметр отдельной реакционной зоны «свищевого» выхода СО на поверхность ванны (D_{IImax}) определяется на основе уравнений

$$D_{IImax} = 5{,}81\sqrt{\frac{i_{O_2}^{ген}}{\rho_м g L_{IImax}}}; \qquad (14)$$

$$L_{II\,max}\left(H_ф + L_{II\,max}\right)^2 = 228{,}6\,\frac{i_{O_2}^{ген}}{\rho_м g \cos\alpha}. \qquad (15)$$

В свое время (на протяжении 1983-90 гг.), были созданы и проверены в широком опытно-промышленном масштабе новые конструкции двухконтурных фурм с многосопловыми головками (рис.5), обеспечивающими продувку ванны 160-т и 250-т конвертеров Западно-Сибирского [6,8] и Днепровского [9,10] металлургических комбинатов соответственно.



а) б) в)

Рис.8. Внешний вид 36-ти (а), 35-ти (б) и 9-ти (в) сопловых головок двухконтурных фурм

Если учесть сегодняшние условия работы конвертерных цехов Украины, то из опробованных раннее конструкций двухконтурных фурм [6,8-10] предпочтение для дальнейшего совершенствования и внедрения в следует отдать:

- двухконтурной фурме с диаметром наружной трубы 273 мм и периферийным подводом охлаждающей воды с расходом 90-120 м^3/час к 36-ти сопловой головке (рис.8,а), приспособленной для продувки ванны 160-т конвертеров с расходом основного и дополнительного кислорода в пределах 350-380 и 20-50 м^3/мин. В этом случае 4 сопла Лаваля

внутреннего контура располагаются под углом $\alpha_в$ 12 или 15 град с целью обеспечения объединенного (рис.7,б) или раздельных (рис.7,а) потоков выделения монооксида углерода из реакционной зоны. Внешний контур выполняется в составе 32-х цилиндрических сопел под углом $\alpha_н$= 30-35 град, что позволяет создать надежную завесу «мягкого» кислородного или нейтрального (азот, аргон) дутья, перекрывающую граничные контуры реакционной зоны из пределов которой осуществляется преимущественное выделение CO с брызговыносом объемов металла и шлака.

При выбранном конструктивном решении головки (рис. 8, а) можно по-разному компоновать сопла внутреннего и внешнего контуров относительно друг друга и в широких пределах изменять число дополнительных сопел и угол ($\alpha_н$) их наклона. Определенные ограничения на количество дополнительных цилиндрических сопел накладывают размеры головки, определяемые диаметром наружной трубы, и площадь межсоплового пространства для прохода необходимого количества охлаждающей воды. Во всяком случае, даже при наружном диаметре трубы 219 мм, удается без осложнений в 35-ти сопловой головке (рис.8,б) разместить 3 основных сопла Лаваля и 32 дополнительных цилиндрических сопла, расположенных двумя контурами попарно одно над другим (16 пар).

Следует отметить, что равномерное расположение по кругу в наружном контуре как можно большего количества цилиндрических сопел позволяет при данном расходе дополнительного кислорода обеспечить подавление выноса мелких капель металла и шлака из реакционной зоны на ствол фурмы и горловину конвертера, а также расширить в дозвуковой кислородной завесе области со скоростью 5-12 м/с, что важно для повышения эффективности дожигания CO до CO_2;

- двухконтурной фурме с диаметром наружной трубы 426 мм и центральным подводом охлаждающей воды с расходом 350-400 $м^3$/час к 9-ти (рис.8,в) или 12-ти сопловой головке, приспособленной для продувки ванны 250-350т конвертеров с расходом основного и дополнительного кислорода в пределах 900-1200 и 50-250 $м^3$/мин. В случае 9-ти сопловой головки (рис.8,в) три сопловых блока размещены в ней с образованием внутреннего контура 3-х сопел Лаваля, расположенных под углом $\alpha_в$= 15 град к вертикали, и наружного контура в составе 6-ти цилиндрических сопел с углом $\alpha_н$= 23 град.

Отработанный на 160-т конвертерах ЗСМК режим продувки и присадки сыпучих материалов с использованием двухконтурной фурмы с 36-ти сопловой головкой (рис.8,а) был следующим. Перед заливкой чугуна на лом присаживается известь в количестве 35-40 % от требуемого на плавку расхода. Включение кислорода на продувку производится при входе фурмы в горловину и устанавливается его расход в пределах 350-

370 и 30-50 м^3/мин на внутренний и внешний контуры сопел соответственно.

В зависимости от характера продувки и поведения ванны начальное $Н_ф^{нач}$ и рабочее $Н_ф^{раб}$ положения фурмы в ходе операции корректируется относительно расчетных значений, определенных с использованием полученных выражений (16) и (3)

$$H_ф^{нач}/d_{вн} = 63{,}1\left(\sum i_{O_2}^{осн}/mg\right)^{0{,}094}. \qquad (16)$$

Активный жидкоподвижный шлак наводится в течение 4-5 мин от начала продувки при начальной высоте фурмы 2,3-2,5 м. Затем фурма опускается на рабочую высоту 1,4-1,6 м и фиксируется на таком уровне до 15-й – 17-й минут продувки, а на окончательной стадии операции высота фурмы составляет 1,1-1,2 м с целью предотвращения чрезмерного переокисления металла и шлака.

Последующие 25-35 % извести присаживается в течение первых 3 мин продувки. Оставшееся количество извести вводится порциями до 12-й – 14-й мин. Добавка плавикового шпата совмещается с присадкой извести на второй-третьей минутах, в последующем плавиковый шпат вводится в зависимости от характера продувки («сворачивание» шлака, появление интенсивного выноса металла из конвертера).

По истечении 16-й – 17-й мин операции изменяется соотношение расходов кислорода между внутренним и внешним контурами сопел до 380 и 20 м^3/мин соответственно, а на заключительной стадии продувки дополнительный кислород заменяется азотом с расходом 10-20 м^3/мин, одновременно повышается интенсивность подачи основного кислорода до 400 м^3/мин.

Отработанный режим верхней продувки через двухконтурную фурму с 36-ти канальной головкой (рис.8,а) по сравнению с обычной 5-ти сопловой обеспечил повышение показателя дожигания отходящих газов CO_2' на 10-15 %, снижение расхода чугуна и извести в пределах 10,2-18,3 и 0,8-2,3 кг/т стали соответственно. При этом наблюдался практически равномерный износ футеровки конвертера по высоте, а также не фиксировалось заметалливание ствола двухконтурной фурмы.

Разработанная технология дутьевого и шлакового режимов ведения плавки на 250-т конвертерах ДМК с использованием двухконтурной фурмы с 9-ти сопловой головкой (рис.8,в) имела следующие особенности. Первая порция извести (30-40 % от общего количества) загружается на лом перед заливкой чугуна. Уголь в количестве 1-2 т присаживается в конвертер после заливки чугуна. При входе фурмы в горловину конвертера расход основного кислорода устанавливается 800-900, а дополнительного – 100-120 м^3/мин. После устойчивого «зажигания» плавки в течение первых 3-4 минут продувки производится плавное опускание фурмы с начальной 2,3-2,5 м до рабочей высоты 1,3-1,5 м. Остальная часть извести присаживается со 2-й по 5-ю мин продувки.

Добавки плавикового шпата вводятся в зависимости от хода шлакообразования и поведения ванны при продувке.

Перед началом падения факела над горловиной конвертера, что происходит при достижении содержании углерода в металле 0,12-0,15 %, производится замещение дополнительного кислорода на азот с расходом 15-20 $м^3$/мин с целью предотвращения переокисления металла и шлака при глубоком «передуве» ванны. Одновременно повышается расход основного кислорода на 100-120 $м^3$/мин.

По сравнению с использованием для продувки ванны штатной 5-ти сопловой кислородной фурмы применение двухконтурной позволило достичь экономии чугуна на 8,2-14,4, извести 6,0-6,8 и плавикового шпата 0,4-1,9 кг/т стали, уменьшения степени «передува» плавок и увеличения выхода жидкой стали. Благодаря более эффективному дожиганию отходящих газов (CO_2' больше на 8-15 %) при практически равных расходах угля на плавку достигнуто повышение температуры металла на повалке на 13-27^{0}С при меньшей окисленности шлака и температуре заливаемого чугуна.

Проведенные опытно-промышленные кампании плавок [8-10] показали целесообразность использования в работе конвертерных цехов двухконтурных фурм и модернизированных систем подвода к ним кислорода и нейтральных газов. К сожалению, в последующие 1991-92 годы из-за череды политических и финансовых событий, связанных с распадом СССР, исследования прекратились и предложенные разработки так и не были внедрены в постоянную промышленную эксплуатацию. Авторы надеются, что в настоящее сложное в политическом и финансовом отношении для Украины время материалы статьи привлекут внимание работников подразделений металлургических комбинатов, отвечающих за внедрение в производство инновационных технических решений, и предложенные разработки по совершенствованию технологии конвертерной плавки с верхней кислородной продувкой будут востребованы.

Выводы. На основе результатов высокотемпературного моделирования и опытно-промышленных кампаний плавок на 160-т и 250-т конвертерах предложена методика определения основных конструктивных параметров многосопловых головок для двухконтурных кислородных фурм. Выданы технологические рекомендации по дутьевому и шлаковому режимам конвертерной плавки в условиях верхней продувки ванны независимо регулируемыми потоками основного и дополнительного кислорода с заменой последнего на нейтральный газ в нужные периоды операции.

1. *Арсентьев П.П.* Производство стали в конвертерах // Итоги науки и техники. Сер. Производство чугуна и стали /ВИНИТИ. – 1983.– Т.14. –. 69-149.
2. *Смоктий В.В., Лапицкий В.В., Белокуров Э.С.* Комбинированные процессы выплавки стали в конвертерах . – К.: Техніка, 1992. – 163 с.
3. *Чернятевич А.Г.* Новые технологии и фурменные устройства для нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб. науч. трудов ИЧМ. – 2014. – Вып. 29. – С. 139-152.
4. *Чернятевич А.Г.* Разработка дутьевого и шлакового режимов конвертерной плавки при верхней кислородной продувке. Сообщение 1 // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2015. – № 4. – С.2-31.
5. *Чернятевич А.Г.* Современное состояние и направления совершенствования конструкций дутьевых устройств для кислородно-конвертерных процессов // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2002. – №7. – С.20-23.
6. *Чернятевич А.Г., Протопопов Е.В.* Разработка наконечников двухконтурных фурм для кислородных конвертеров // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. – 1995. – № 12. – С. 13-17.
7. *Баптизманский В.И., Охотский В.Б.* Физико-химические основы кислородно-конвертерного процесса. – Киев-Донецк: Вища школа, 1981. – 183 с.
8. *Комбинированная* продувка металла с подачей нейтрального газа сверху и через днище конвертера /А.Г.Чернятевич, Р.С.Айзатулов, Л.М.Учитель и др. // Сталь. – 1989. – № 5. – С.20-23.
9. *Разработка* и совершенствование дутьевого режима плавки при переделе низкомарганцовистого чугуна в 250-т конвертерах / А.Г.Чернятевич, К.Г.Носов, Ю.Н.Борисов и др. // Бюллетень НТИ «Черная металлургия». – 1987. – Вып. 2. – С. 47-49.
10. *Этапы* разработок и направления совершенствования конструкций кислородных фурм в конвертерном цехе Днепровского металлургического комбината / А.Г.Чернятевич, Л.М.Учитель, В.В.Несвет и др. // Металл и литье Украины. – 1996. – № 9-10. – С. 42-47.

Статья рекомендована к печати
докт. техн. наук А. С. Вергуном

А.Г.Чернятевич, В.В.Вакульчук

Про підвищення ефективності верхньої продувки конвертерної ванни

Метою дослідження було вироблення напрямів подальшого підвищення ресурсо- та енергозберігаючої ефективності верхньої продувки конвертерної ванни. З використанням високотемпературного моделювання досліджено особливості верхньої продувки конвертерної ванни різноімпульсними кисневими струменями через двоконтурні фурми. Представлено методику проектування та конструкції головок двоконтурних кисневих фурм, надано рекомендації щодо дуттьових і шлакових режимів ведення конвертерних плавок з метою покращення техніко-економічних показників киснево-конвертерного процесу.

Ключові слова: конвертерна ванна, режим верхньої продувки, високотемпературне моделювання, двоконтурна киснева фурма

A.G.Cherniatevich, V.V.Vakulchuk

Improving the efficiency of converter bath top-blowing

The aim of this study was to develop directions to further enhance the efficiency of resource and energy saving bath top converter blowing. With the use of high-temperature modelling the peculiarities of top-blowing of oxygen converter bath by oxygen jets of different impulses with the use of double-lances are studied. The design method and technical solutions of double-oxygen lance tip design are given, the recommendations for their use during converter melting as well as the blowing and slag regimes are suggested, the implementation of recommemded items provide technical and economic indicators improvement of the BOF process.

Keywords: BOF bath, upper purge mode, high temperature simulation, dual oxygen lance

УДК 669.184.244.66:669.184.244

А.Г.Чернятевич, П.О.Юшкевич

ОСОБЕННОСТИ ПЕРЕМЕШИВАНИЯ КОНВЕРТЕРНОЙ ВАННЫ ПРИ ВЕРХНЕЙ И КОМБИНИРОВАННОЙ ПРОДУВКЕ

Институт черной металлургии им.З.И.Некрасова НАН Украины

Целью исследования является изучение интенсивности перемешивания в ванне конвертера при верхней и комбинированной продувке. Показано, что комбинированная продувка имеет принципиальные отличия в организации и интенсивности циркуляционных потоков. В средней по вертикали части ванны в зоне между донными струями наблюдается энергичная циркуляция металла, вместо медленного движения вверх при продувке сверху. При комбинированной продувке улучшается перемешивание ванны и не наблюдается образование застойных зон.

Ключевые слова: ванна конвертера, верхняя и комбинированная продувка, перемешивание ванны

Состояние проблемы. В настоящее время кислородно-конвертерный процесс является основным способом мирового производства стали. При этом классическая верхняя кислородная продувка ускоренно заменяется наиболее распространенной комбинированной продувкой конвертерной ванны кислородом сверху и нейтральным перемешивающим газом через днище. В конвертере с верхней и комбинированной продувкой имеет место циркуляция металлического расплава в вертикальных плоскостях: общая (вверх в зоне дутья и вниз к днищу в зоне циркуляции) и частная (у каждого сопла или фурмы). Кроме этого, расплав вращается и в горизонтальной плоскости. Отдельные же вихри у сопел перемещаются в обратном направлении. В результате циркуляции металлического расплава поверхность ванны получает колебательные движения, при резонансе амплитуд колебаний происходит всплеск. Амплитуда колебаний и скорости вращения металлического расплава увеличивается с увеличением давления перед соплами. Характер внедрения газа в расплав зависит от величины его избыточного давления перед фурмой и вязкости продуваемого расплава [1]. Образующиеся циркуляционные потоки в конвертере являются основными, определяющими массоперенос в ванне. Установленная с использованием моделирования средняя скорость циркуляционных потоков (0,3-0,6 м/с [2]) значительно ниже скорости всплывания пузырей (5-10 м/с) [3].

При верхней продувке имеется 2 источника перемешивания: верхний дутьевой поток и пузырьки монооксида углерода, образующиеся при обезуглероживании. При комбинированной продувке подключается 3-й источник перемешивания в виде подаваемого через донные фурмы нейтрального газа. Значение каждого источника в общем уровне интенсивности гидрогазодинамики и массообменных процессов, протекающих в конвертерной ванне, изменяется в отдельные периоды

плавки [4]. При этом большинство авторов считает, что главной составляющей мощности перемешивания при верхней продувке является образование и всплывание пузырей CO [5], однако с той особенностью, что в первые 3/4 плавки выделение пузырей локализуется в основном в области реакционных зон, а после выгорания углерода до 0,8-1,2% фронт реакции его окисления в значительной мере перемещается на футеровку. Влияние пузырьков CO на перемешивание ванны снижается по мере понижения скорости обезуглероживания, что достигается обычно при концентрациях углерода ≤0,2-0,4%. А кислородное дутье, истекающее из верхней фурмы в недостаточной степени оказывает воздействие на расплав для эффективного перемешивания объема ванны.

При комбинированной продувке в период интенсивного снижения скорости обезуглероживания с подачей одинаковых количеств газа в ванну сверху и снизу, скорости циркуляции и массопереноса при донной подаче газа значительно выше, чем при верхней [6]. И по этому, в период понижения скорости обезуглероживания возрастает значение перемешивания газом подаваемым через донные фурмы, за счет чего сохраняется эффективность перемешивания. В этом и наблюдается преимущество комбинированной продувке. Интенсивность перемешивания и скорость массообменных процессов в ванне конвертера определяется не только мощностью и соотношением дутья подводимого сверху и снизу, но и соотношением количества кислорода, подаваемого через фурму и объёма выделяющейся окиси углерода (скорости обезуглероживания), геометрическими размерами ванны и её конфигурацией.

Для оценки интенсивности перемешивания жидкого металла в конвертере используется количественный критерий полного перемешивания. Под ним подразумевается время необходимое для гомогенизации ванны по концентрации индикатора, введенного в начальный момент времени [4]. Имеющиеся сведения о гидродинамике ванны при чисто верхней продувке, а тем более при различных видах комбинированной продувке содержат ряд недостаточно изученных вопросов. Остается недостаточно исследованными организация и интенсивность циркуляционных потоков, распределение температур в ванне, интенсивность перемешивания.

Целью исследования является изучение интенсивности перемешивания в ванне при верхней и комбинированной продувке.

Установка и методика холодного моделирования. Опыты по изучению перемешивания конвертерной ванны проводились с использованием установки (рис.1) на моделях, изготовленных из органического стекла в масштабе 1:25 по отношению к 160-т конвертеру. В качестве основных моделирующих сред использовали воду и компрессорный воздух. Давление и расход воздуха на продувку

измерялись манометрами и ротаметрами. В работе использовались 3 модели: две цилиндрических и одна плоская (рис.2).

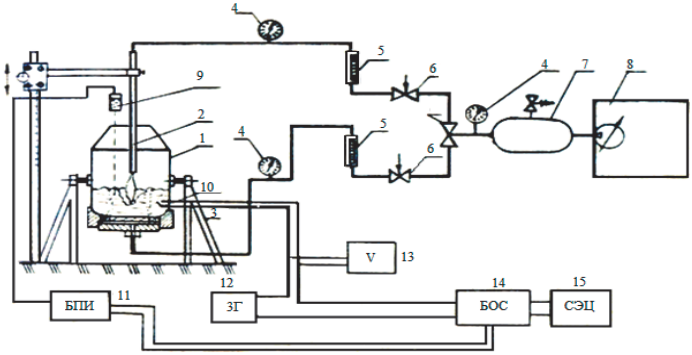
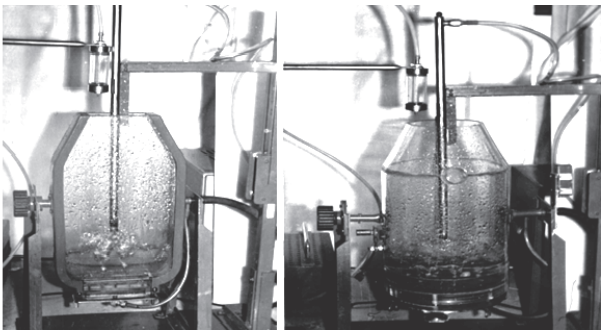


Рис.1. Схема установки холодного моделирования продувке конвертерной ванны: 1-модель конвертера; 2- фурма с подъемным устройством; 3- днище с воздушной коробкой; 4- манометры; 5- ротаметры; 6- регулирующие вентили; 7- рессивер; 8- компрессор; 9 - баллончик с индикатором; 10- электроды; 11- блок подачи индикатора; 12- звуковой генератор; 13-вольтметр; 14- блок обработки сигналов; 15- секундомер электронный цифровой



а) б)

Рис.2. Внешний вид плоской (а) и цилиндрической (б) моделей

Плоская модель являлась вырезанной частью цилиндрической модели и использовалась для подтверждения информации о том, что при продувке через многоструйные фурмы, кроме основных потоков и «первичной» циркуляции, вызванных движением газов из каждого сопла, образуются дополнительные более слабые и менее ярко выраженные зоны «вторичной циркуляции» [5]. При использовании плоской модели опасались искажения основных параметров реакционной зоны, вследствие предположительного влияния плоских стенок модели. Были сопоставлены ширина и глубина реакционной зоны при проведении опытов в цилиндрической и плоской модели в результате было

установлено, что основные параметры реакционных зон мало отличаются и следовательно искажения влияния плоских стен было небольшим.

Цилиндрические модели с внутренним диаметром 215 и 252 мм позволяли имитировать разгар футеровки по ходу компании конвертера. Глубина ванны менялась соответственно с 61 до 41 мм. Остальные основные параметры модели и промышленного конвертера, а так же условия опытов, приведены в табл.1.

Таблица 1. Основные параметры 160-т конвертера и модели

Наименование параметров	Образец 160-т конвертера		Модель 160-т конвертера М 1:25	
	Начало кампании	Конец кампании	Начало кампании	“Конец кампании”
1	2	3	4	5
Диаметр цилиндрической части конвертера, $Д_к$, м	5,52	6,56	0,215	0,252
Диаметр сопла фурмы, $Д_г$, м	0,043	0,043	0,0017	0,0017
Расстояние от фурмы до спокойной ванны, $Н_ф$, кал	15-90	15-90	15-80	15-90
Плотность жидкости, $\rho_ж$, кг/м^3	7000	7000	1000	1000
Плотность газа, $\rho_г$, кг/м^3	1,42	1,42	1,2	1,2
Отношение $Н_в/Д_к$	0,275	0,155	0,275	0,155
$Д_г/Д_к$	0,0077	0,0065	0,0077	0,0065
$Д^ф_с/Д_к$ (фурмы)	0,025	0,021	0,025	0,021
$Д^д_с/Д_к$ (днища)	0,5	0,4	0,5	0,4
Расход газа через фурму $Q_ф$, нм^3/мин	300-500	300-500	0,065-0,11	0,065-0,11
Расход газа через днище $Q_д$, нм^3/мин	6-50	6-50	0,006-0,01	0,006-0,01
Глубина ванны, $Н_в$, м	1,52	1,02	0,061	0,041

Для продувки ванны сверху использовались одно-, двух, трех-, четырех-, пяти- и шестисопловые наконечники. Цилиндрические сопла выполняли под углом 10,15,20,25° к вертикали, что соответствует реальным промышленным условиям.

Определение конфигурации и пространственных размеров образующихся реакционных зон при комбинированной продувке осуществляли по представленной схеме (рис.3).

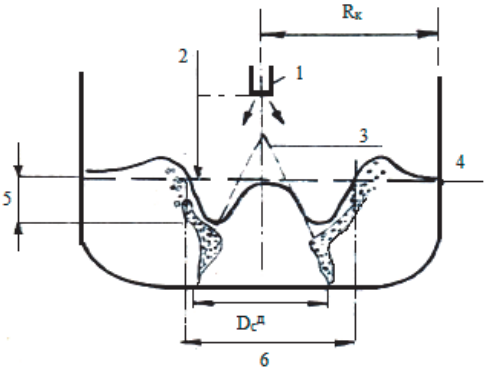


Рис.3. Схема измерений размеров реакционной зоны и угла сходимости донных струй:1-фурма; 2-высота фурмы ($H_ф$); 3-угол сходимости донных струй; 4-начальный уровень ванны;5- глубина реакционной зоны; 6-ширина реакционной зоны

Результаты исследований и их анализ. При исследованных режимах верхней продувки характер циркуляции конвертерной ванны от описанного в работе [3] практически не отличался (рис.4)

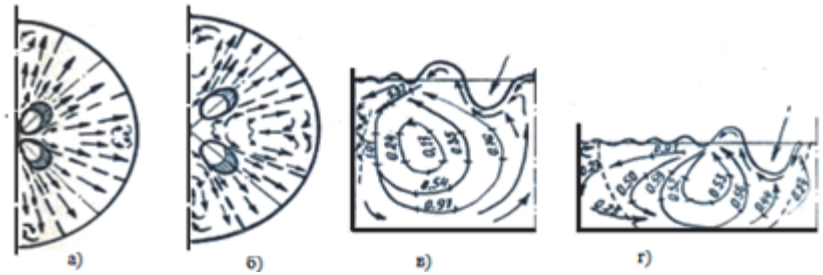


Рис.4. Характер циркуляции жидкости на поверхности ванны при верхней продувке с различным углом наклона сопел к вертикали: заштрихованная область-застойные зоны; а-угол наклона сопел к вертикали 10°; б- 20°; в-характер циркуляции жидкости в вертикальном сечении узкой и глубокой ванны; г-характер циркуляции жидкости в вертикальном сечении широкой и мелкой ванны. Цифры у выделенных интервалов - средняя скорость жидкости на данном интервале, м/с

При подаче газа при верхней продувке с расходами, эквивалентными промышленным, основные потоки жидкости направлены вниз вдоль конвертера и вверх по его оси. Скорость потока жидкости максимальна на поверхности ванны и убывает по замкнутому основному циркуляционному контуру. Возникновение именно такого движения, способствует отбрасывание из реакционной зоны масс жидкости к периферии агрегата, а также вовлечение жидкости в движение вдоль стенок кратера выходящим из него потоком газа. В зоне примыкания

поверхностных слоев жидкой ванны к стенкам конвертера образуются небольшие области вторичной циркуляции направленней вверх.

С увеличением высоты фурмы центральный восходящий поток искажается и появляется несколько более мелких замкнутых циркуляций жидкости, при этом в углах и по оси агрегата наблюдается худшее перемешивание, вплоть до образования застойных зон (с очень слабой циркуляцией), развитие которых тем больше, чем выше расположена фурма (рис.5,в).

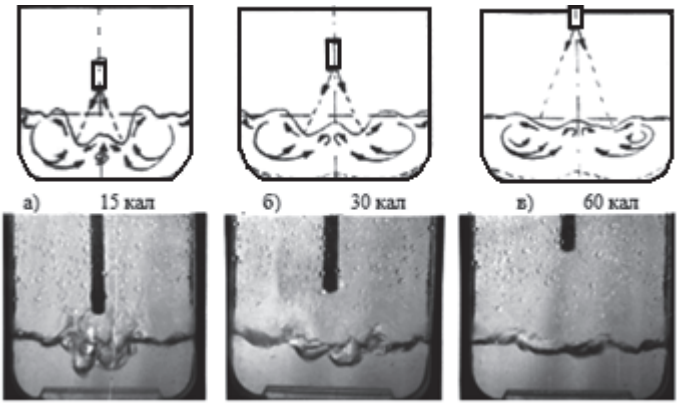


Рис.5. Изменение характера циркуляции конвертерной ванны при верхней продувке с различной высотой расположения фурмы над ванной: угол наклона сопел к вертикали 10^0; а,б,в- расход газа через фурму 350 (0,041)нм^3/мин ; соответственно для образца и (в скобках) для модели; затемненные участки-застойные зоны

С увеличением угла наклона сопел к вертикали перемешивание ванны по оси у дна конвертера ухудшается, несмотря на то, что скорость движения жидкости на поверхности при этом возрастает.

Дополнительное введение донной продувки, при прочих равных условиях, приводит к изменению характера циркуляции жидкости в ванне конвертера в случае истечении газа из донных фурм в струйном режиме. По мере подъема донная струя газа делится на части, образуются пузыри разного размера, вплоть до мелких, которые плотно расположены и совместно движутся вверх. На рис.6 они показаны в виде сплошных затемнений. Именно по этому, такая «струя» меняет свою форму вблизи реакционных зон (рис.6).

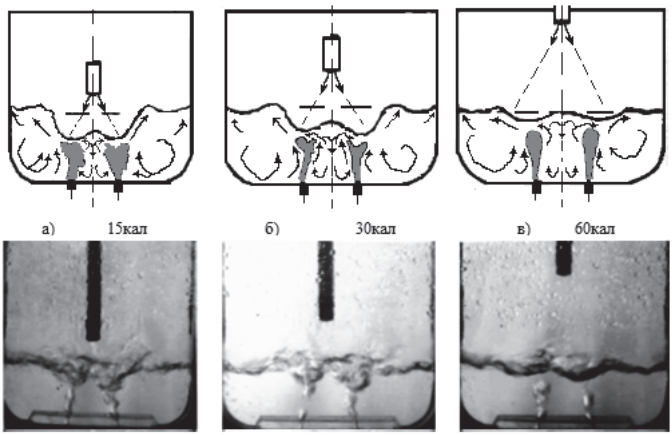


Рис.6. Изменение характера циркуляции ванны при комбинированной продувке: угол наклона сопел верхней фурмы 15^0; а,б,в - расход газа через верхнюю фурму 350 (0,041) $нм^3$/мин; расстояние между донными фурмами 0,5 $R_к$; расход газа снизу 50 (0,006) $нм^3$/мин

Из приведенных данных (рис.5 и 6) отчетливо видно принципиальное отличие гидродинамики ванны при комбинированной и верхней продувке. При комбинированной продувке коренным является изменение направления движения жидкости в центральной (осевой) части. При наличии двух, симметрично разнесенных от оси конвертера сопел, донные струи во всех вариантах опытов образовывали в среднем объеме ванны два замкнутых циркуляционных потока, вытянутых вверх вдоль движущихся струй и вниз по вертикальной оси ванны. Так как расход газа через донные сопла во всех опытах был постоянным, то о мощности этих циркуляционных потоков, в сравнении с первичными циркуляционными потоками, можно судить по степени отклонения донных струй от вертикали, а именно по наклону их к оси конвертера. Во всех опытах с комбинированной продувкой определяли угол наклона оси нижней (основной) части донных струй к вертикали на основе измерения сходимости их осей (рис.3). На основе анализа результатов измерений (рис.7) можно прийти к следующему заключению.

Прежде всего, следует отметить, что при обычно встречающемся в практике производства и принятого в описанных опытах соотношении расходов продувочных газов сверху и снизу, угол наклона донных струй в наибольшей мере зависит от расстояния между донными соплами и от высоты фурмы над уровнем спокойной ванны. С увеличением первого и уменьшением второго фактора возрастает угол наклона донных струй. Значительно, хотя и в меньшей мере, возрастает угол наклона донных струй с повышением расхода верхнего дутья.

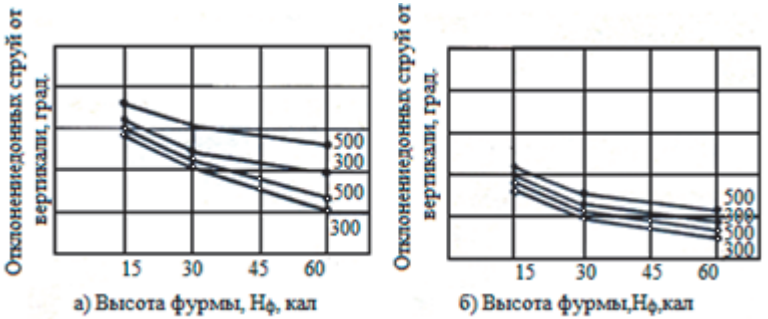


Рис.7. Связь отклонения донных струй от вертикали с высотой фурмы над уровнем жидкой ванны и расходом газа сверху при комбинированной продувке: а) расстояние между донными соплами $R_к$; б) расстояние между донными соплами $0,5R_к$;●- угол наклона сопел верхней фурмы 10^0; ○-угол наклона сопел верхней фурмы 15^0;цифры у кривых – расход газа через верхнюю фурму в пересчете на реальный агрегат, $нм^3$/мин. Расход газа снизу 50 $нм^3$/мин

Увеличение угла наклона сопел в верхней фурме наоборот уменьшает отклонение осей донных струй от вертикали, что можно объяснить понижением скорости первичных циркуляционных потоков в нижних слоях жидкой ванны.

Согласно полученным данным мощность первичного циркуляционного потока определяется высотой фурмы, углом наклона её сопел, расположением донных сопел и расходом дутья. При этом в случае расстояния между донными соплами равного 0,5 радиуса конвертера и при повышенном уровне фурмы мощность каждого первичного циркуляционного потока у днища конвертера становится сопоставимой с мощностью потока, создаваемого донной струей и поэтому относительно мало отклоняет последнюю.

Нужно особо подчеркнуть, что во всех исследованных случаях первичные циркуляционные потоки развиваются в объеме, стесненном донными струями. По этой причине первичные циркуляционные потоки (образуемые верхним дутьем) при комбинированной продувке имеют большую скорость на всей их протяженности и, особенно на участке, где их обычно медленное движение вверх сливается с быстрыми циркуляционными потоками, создаваемыми донными струями. Кроме того при комбинированной продувке, как указывалось, наблюдается энергичная циркуляциями в осевой части ванны между донными струями, вместо медленного движения вверх при только верхнем дутье. Все это вместе взятое обеспечивает резкое улучшение степени перемешивания, а значит и однородности состава ванны при комбинированной продувке. Подтверждением этого явилось отсутствие при этом способе продувке застойных зон.

Из результатов проведенных опытов вытекает, что донное дутье при комбинированной продувке изменяет параметры реакционных зон, в

частности, уменьшает глубину последних, и значительно увеличивает их ширину (рис.8), вследствие чего поверхность ванны более спокойная по сравнению с верхней продувкой. Хотя это обстоятельство может иметь некоторое влияние на степень развития обменных процессов между шлаком и металлом и может отразится на службе футеровки конвертера, однако указанное зависит от расположения продувочных устройств в днище, и в описываемых опытах более рациональным было расстояние между ними равным радиусу конвертера, когда донные струи оказываются под реакционными зонами.

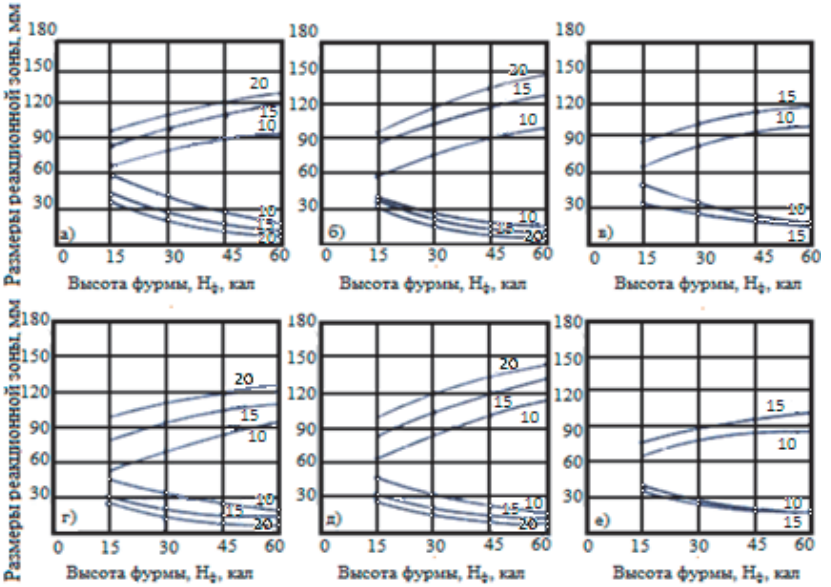


Рис.8. Влияние высоты фурмы и угла наклона её сопел на размер реакционной зоны при комбинированной (а, б, г, д) и верхней (в, е) продувке: а, б, в- расход газа через верхнюю фурму 500 (0,060)нм^3/мин; г, д, е – расход газа через верхнюю фурму 350 (0,041) нм^3/мин; а, г – расстояние между донными фурмами 0,5 $R_к$; б, д- расстояние между донными фурмами $R_к$; в, е- верхняя продувка; ●- ширина реакционной зоны; ○- глубина реакционной зоны; цифры у кривых -угол наклона сопел фурмы к вертикали

В условиях верхней и комбинированной подачи дутья степень однородности ванны, как выше было указано, характеризуется временем «полного» перемешивания. Время «полного» перемешивания зависит от расхода вдуваемого газа сверху и снизу, высоты фурмы над уровнем спокойной ванны, количества сопел в фурме и угла их наклона, расположения сопел в днище, а так же от отношения глубины ванны к диаметру конвертера, влияющему на развитие циркуляционных потоков и их организацию.

При верхней продувке проведены опыты с изменением расхода дутья в пределах 0,011-0,073 нм^3/мин, что соответствует расходу кислорода в промышленном 160-т конвертере 100-600 нм^3/мин. Как видно (рис.9,а), с точки зрения увеличения интенсивности перемешивания, повышение расхода дутья при продувке сверху рационально лишь до определенного предела вследствие того, что в этом случае интенсивность глубинных циркуляционных потоков и распространение их на весь объем ванны возрастает в гораздо меньшей степени.

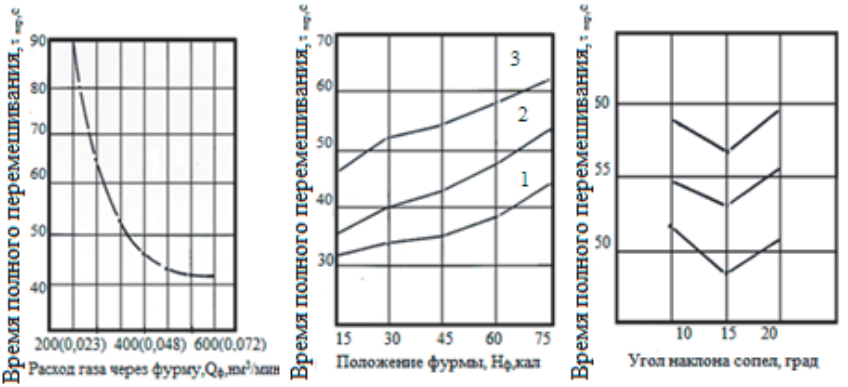


Рис.9. Влияние параметров верхней продувки на время полного перемешивания: а -зависимость времени перемешивания конвертерной ванны от расхода газа через фурму; высота фурмы $H_ф$- 15 кал. угол наклона сопел 15^o; б- зависимость времени перемешивания конвертерной ванны от высоты фурмы;1-расход газа через фурму $Q_ф$-600 (0,073) нм^3/мин; 2-расход газа через фурму $Q_ф$-500 (0,060)нм^3/мин; 3-расход газа через фурму $Q_ф$-400 (0,046) нм^3/мин; в- зависимость времени перемешивания конвертерной ванны от угла наклона сопел; 1- высота фурмы $H_ф$- 30 кал.; 2- высота фурмы $H_ф$- 45 кал.; высота фурмы $H_ф$- 60 кал; расход газа 350(0.041)нм^3/мин

Как видно из результатов опытов (рис.9,б) при всех испытанных расходах дутья с увеличением уровня фурмы от 15 до 75 калибров возрастало время полного перемешивания. При уменьшении угла наклона сопел (рис.9,в) в фурме до 10° полнота перемешивания ванны ухудшалась в сравнении с углом наклона 15°. Объяснить это можно тем, что при угле наклона 10° ширина реакционной зоны уменьшается, вследствие чего создаются условия для более быстрого уменьшения скорости движения первичных циркуляционных потоков по мере их распространения в объеме ванны. Из сопоставления данных приведенных на рис.9,а. и 9,б следует, что расход дутья влияет сильнее на время перемешивания, чем уровень фурмы.

Определение полноты перемешивания при комбинированной продувке с учетом влиянии уровня верхней фурмы, расположения и числа донных продувочных устройств. Как отмечено ранее, наиболее

благоприятное развитие циркуляционных потоков при комбинированной продувке достигается в случае расположения донных продувочных устройств в пределах окружности с радиусом равным половине внутреннего радиуса конвертера ($R_{соп.}$= 0,5 $R_{конв.}$), в связи, с чем было решено расположить сопла в пределах окружности такого радиуса. При этом изучены 3 варианта расположения различного количества сопел в днище (рис.10) при равных прочих условиях.

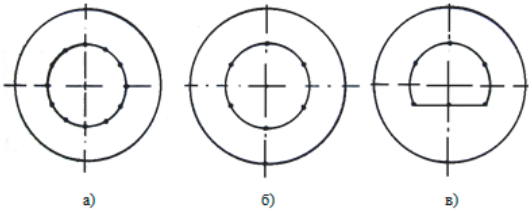
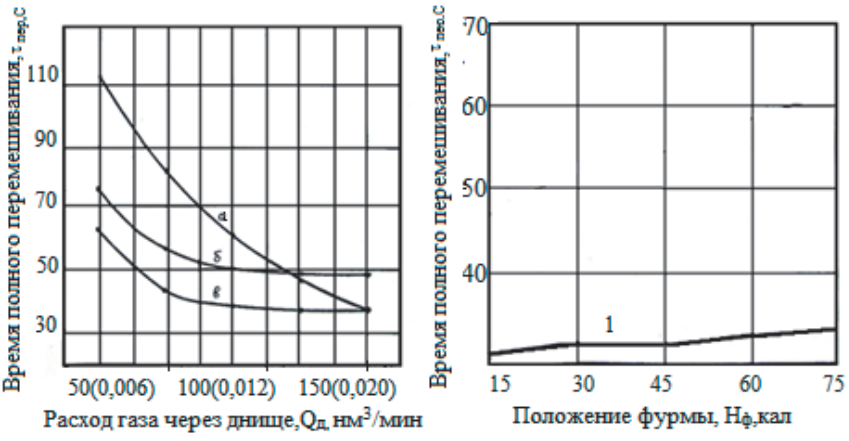


Рис.10. Варианты расположения сопел в днище холодной модели при комбинированной продувке; а- 12 сопел по окружности; б- 6 сопел по окружности; в- 6 сопел по сегменту

Сопоставление результатов опытов (рис.11,а) показывает, что при выборе оптимального числа сопел в днище необходимо учитывать намеченный расход вдуваемого газа. Определение полноты перемешивания в зависимости от изменения уровня верхней фурмы (рис.11,б) при комбинированной продувке производилось с постоянным соотношением расходов дутья сверху и снизу при выбранном числе и расположении сопел. При этом уровень верхней фурмы изменялся от 15 до 75 калибров.

Как видно из рис.11, а, при относительно небольшом расходе донного дутья (0,002-0,010 $нм^3$/мин) в случае шести сопел (кривая б), время полного перемешивания значительно ниже, чем при двенадцати соплах (кривая а). Указанное можно объяснить только различной интенсивностью перемешивания. При небольшом суммарном расходе донного дутья в случае 12 сопел, через каждое из них происходит вдвое меньшее количество вдуваемого газа, чем при шести соплах и соответственно, меньше образуется пузырей, создается меньшая интенсивность циркуляционных потоков, распространяющихся на меньший объем ванны, что и приводит к получению увеличения времени полного перемешивания. По мере повышения расхода донного дутья интенсивность перемешивания соответственно возрастает в обоих сопоставляемых вариантах. Однако в случае шести сопел (вариант б) после достижения некоторого, так сказать, критического расхода донного дутья, равного, примерно, 0,008-0,010 $нм^3$/мин, дальнейшее увеличение последнего перестает улучшать перемешивание ванны. В этом случае вдуваемый газ проходит через жидкость в струйном режиме, в результате чего возникает пробойный режим продувки.



а') б')

Рис.11. Влияния параметров донного и верхнего дутья на время полного перемешивания при комбинированной продувке: а') - зависимость времени перемешивания конвертерной ванны от расхода газа через днище при комбинированной продувке: а- 12 сопел по окружности; б- 6 сопел по окружности; в- 6 сопел по сегменту; б') - Влияние на время перемешивания конвертерной ванны при верхней и комбинированной продувке высоты фурмы; 1- комбинированная продувка: расход газа сверху $Q_ф$ - 400 (0,046) нм^3/мин; расход газа снизу $Q_д$ - 24 (0,0028) нм^3/мин

Во всех опытах (рис.11,б и 9,б) при комбинированной продувке время полного перемешивания было ниже, чем при верхнем дутье, причем с повышением уровня фурмы это различие увеличивалось. Установлено, что в отличие от верхней при комбинированной продувке, даже при положении фурмы на уровне 75 калибров, циркуляция в глубинных слоях ванны сохраняется, но конечно с несколько меньшей интенсивностью.

Выводы. С использованием разработанной установки и методики холодного моделирования:

- подтверждено, что в случае верхней продувки конвертерной ванны с расходами газа, эквивалентными промышленным, в ванне возникают четко выраженные циркуляционные сперва от реакционной зоны к периферии по горизонтали в поверхностном слое металла, а затем вниз у стен конвертера с поворотом вверх к реакционной зоне. Скорость «первичного» циркуляционного потока в глубинных слоях конвертерной ванны уменьшается с повышением высоты фурмы над уровнем спокойной ванны, увеличением угла наклона сопел к вертикали в верхней фурме и понижением интенсивности продувки;

- установлено, что комбинированная (верхне-донная) продувка имеет принципиальные отличия в организации и интенсивности циркуляционных потоков. В средней по вертикали части ванны, вместо

медленного движения металла вверх при продувке сверху, наблюдается энергичная его циркуляция в зоне между донными струями с образованием потока направленного вниз по оси конвертера. Кроме этого, нисходящая и восходящая ветви первичных циркуляционных потоков, при этом варианте продувке, развиваются в объеме, стесненном донными струями, и поэтому приобретают большую скорость и мощность. «Первичные» циркуляционные потоки наклоняют к оси конвертера восходящие донные струи тем сильнее, чем больше мощность первых, а значит, чем ниже уровень фурмы, меньше, угол наклона сопел верхней фурмы и выше расход дутья. При комбинированной продувке улучшается перемешивание ванны и при обычных для промышленных условий расходах донного и верхнего дутья не наблюдается образование застойных зон. Для достижения наибольшей полноты перемешивания конвертерной ванны при комбинированной продувке необходимо донные сопла располагать в днище по окружности с радиусом, обеспечивающим подачу нейтрального газового дутья под основания реакционных зон, образованных верхними кислородными струями, а также выдерживать оптимальное соотношение расходов верхнего и донного дутья при выбранной высоте кислородной фурмы.

1. Смоктий В.В., Лапицкий В.В., Белокуров Э.С. Комбинированные процессы выплавки стали в конвертерах.-К.: Техніка.-1992.- 160 с.
2. Токовой О.К., Строганов А.И., Поволоцкий Д.И. К гидродинамике конвертерной ванны при продувке кислородом // Изв. Вузов. Черная металлургия.-1971.-№1.-С.48-50.
3. Баптизманский В.И. Теория кислородно-конвертерного процесса.-М: Металлургия.-1975.- 375 с.
4. Лопухов Г.А. Производство чугуна и стали /Особенности гидродинамики металлической ванны в комбинированных процессах // Итоги науки и техники.-Том 19.-Москва.-1989.-С.140-144.
5. Шнееров Я.А, Кушнарев С.И., Яновский И.А.Исследование циркуляций конвертерной ванны при многоструйной продувке сверху //Металлургия коксохимия.-1979.-С. 12-15.
6. Physical and metallurgical characteristics of combined blowing processes.Nakanishi Kyoji, Soito kenji, Nazaki Tsutomu, Koto Yoshiei, Suzuki Ken-ichiro, Emi Toshiko.-6th Steelmak.- Conf. Proc.Val.65;Pittsburgh MeeT., March.28-31, 1982 [New.York,N.4].1982, 101-108 (англ.)(РЖ мет. 1983,10В381)

Статья рекомендована к печати
докт. техн. наук А.С.Вергуном

А.Г.Чернятевич, П.О.Юшкевич

Особливості перемішування конвертерної ванни при верхній та комбінованій продувці

Метою дослідження є вивчення інтенсивності перемішування у ванні конвертера для верхнього та комбінованого продування. Показано, що комбіноване продування має принципові відмінності в організації та інтенсивності циркуляційних потоків. У середній по вертикалі частині ванни в зоні між донними струменями спостерігається енергійна циркуляція металу, замість повільного руху вгору при продувці зверху. При комбінованій продувці поліпшується перемішування ванни і не спостерігається утворення застійних зон.

Ключові слова: ванна конвертера, верхня і комбінована продування, перемішування ванни

A.G.Cherniatevich, P.O.Yushkevich

Converter bath mixing peculiarities during upper and combined blowing

The aim of the research is to study the intensity of mixing in the bath at the top of the converter and combined blowing. It is shown that the combined purging is fundamentally different in organization and circulation flow rate. In the middle of a portion of the bath in the area between the bottom jets observed vigorous circulation of metal, instead of the slow upward movement at a purge from the top. When combined purging improves mixing bath and observe the formation of dead zones.

Keywords: bath converter, the upper and combined blowing, bath agitation

УДК 669.184.244.66:669.184.235:005

С.И.Семыкин, В.Ф.Поляков, Т.С.Голуб, Я.А.Полякова

АНАЛИЗ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК КОНВЕРТЕРНОЙ ВАННЫ ПРИ ПЛАВКЕ СТАЛИ

Институт черной металлургии НАН Украины им. З.И. Некрасова

Экспериментально исследованы электрические характеристики конвертерной ванны при ведении плавки без внешних воздействий и в случае наложения на расплав дополнительного низковольтного электрического потенциала. Показано, что в процессе продувки в ванне расплава формируется разность электрических потенциалов, которая достигает наибольших значений между корпусом кислородной фурмы и металлическим расплавом, а наименьших - между электродами, размещенными на уровне шлакового и металлического расплавов. Показана возможность использования дополнительного низковольтного электрического потенциала для улучшения технико-экономических показателей конвертирования.

Ключевые слова: конвертерная ванна, электрический потенциал, показатели конвертирования

Состояние вопроса. В целом ряде экспериментальных исследований отмечается прохождение электрического тока между продувочной фурмой и жидким расплавом при ведении конвертерной плавки по обычной технологии, т.е. без использования внешних физических, в т.ч. электрических и электромагнитных воздействий. ИЧМ в течение ряда лет выполнялся большой объем исследований по созданию технологии конвертерной плавки с применением электрического тока малой удельной мощности и ее использованию в промышленном производстве. [1-3] Результатом комплексного применения разработанных мероприятий явилось повышение основных ресурсо- и энергосберегающих показателей плавки, а также улучшение экологических условий конвертерного производства, в частности за счет снижения пылевыделения из полости конвертера и практически полного устранения выбросов.

Для обоснования более эффективной возможности использования и выявления природы влияния низковольтного электрического потенциала на характер физико-химических и тепловых процессов при рафинировании железо-углеродистый расплавов в ИЧМ в различные периоды были выполнены экспериментальных исследования по изучению электрических параметров конвертерной ванны, в том числе при ведении плавки без внешнего физического воздействия.

Физическим источником тока в конвертере при обычной технологии плавки является подфурменная зона, где благодаря высокой температуре газовая среда подвергается ионизации, в том числе с формированием электронов. Средством придания электронам направленного движения, что, собственно, и обеспечивает прохождение тока по системе проводников (продувочная фурма, газ, шлак, металл, огнеупорная

футеровка, кожух конвертера), служит однонаправленная энергия дутья, поступающего из фурмы в расплав. Эти особенности обусловливают наличие электрического потенциала между отдельными участками конвертера, в частности, между шлаковой и металлической фазами, что, как известно из теории, может влиять на ход и результативность физико-химических и тепловых процессов в агрегате. Согласно теоретическим представлениям, при дополнительном наложении электрического потенциала за счет подвода тока взаимодействие между фазами должно усиливаться, причем результат по изменению тех или иных показателей процесса зависит от полярности тока. Это связано с особенностью конкретных химических реакций, часть которых происходит с поглощением электронов, а остальных - с их выделением, что согласно принципу Ле-Шателье позволяет влиять на скорость и полноту взаимодействия, вводя или удаляя электроны с помощью подачи тока определенной полярности.

Цель исследований. На предварительном этапе были изучены электрические характеристики конвертерной ванны при ведении плавки без внешних воздействий. При этом определялась величина:

- электрической проводимости участков конвертерной ванны;
- разности электрических потенциалов.

Материалы и методика исследования. Основная часть экспериментов проведена в лабораторных конвертерах емкостью 0,3 и 1,5-т, а ряд замеров выполнен на конвертерах емкостью 60 и 250-т в конвертерных цехах ОАО ДМЗ им. Петровского и ДМК им. Дзержинского.

Электрически изолированный от металлоконструкций корпус кислородной фурмы был включен в цепь контроля электрических параметров. Определение проводимости контролируемых участков производилось посредством записи силы электрического тока, протекающего по ним при подключении внешнего компенсирующего источника тока.

Во время записи разности электрических потенциалов между реагирующими фазами в процессе конвертирования металла компенсационный источник электрического тока отключали, и приборы КСП-4 их напрямую фиксировали значения. Дополнительно в лабораторных условиях проводили регистрацию излучения факела в видимом спектре с помощью селеновой шайбы или фотодиода.

Результаты исследований. Результаты обработки полученных значений электрических параметров контролируемых участков показали практическую идентичность изменения этих показателей по ходу продувки плавки вне зависимости от садки конвертера при соблюдении сопоставимых режимов ведения процессов. На рис.1 приведена типичная диаграмма изменения силы электрического тока, протекающего на участке «корпус продувочной формы - металлический расплав» при

использовании переменного тока. Диаграмма отражает электрическую проводимость контролируемых участков, поскольку при фиксированных значениях напряжения источника тока величина проводимости участка (согласно закону Ома) прямо пропорциональна развиваемой в нем силе тока.

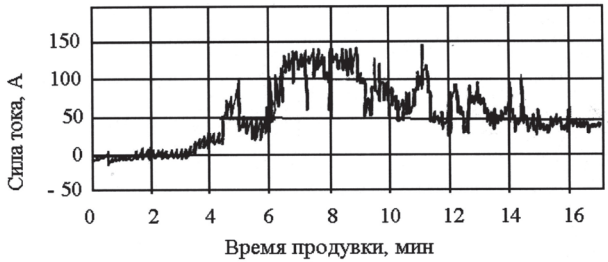


Рис.1. Изменение силы переменного тока по ходу продувки в 0,3-т конвертере на участке «фурма - расплав».

Более широкая информация об электрических свойствах конвертерной ванны на различных ее участках получили при дифференцировании опытов по полярности постоянного тока. На рис.2 приведены типичные для 1,5-т конвертера диаграммы изменения силы электрического тока по ходу продувки при использовании постоянного тока обеих полярностей. Дополнительно на рисунке приведены данные об изменении положения верхней границы ванны по ходу продувки.

Как видно из рис. 2, вид кривых изменения силы электрического тока на каждом из исследованных участков не зависит от варианта полярности тока. Однако, при практически одинаковых заданных напряжениях на фурме значения силы тока были заметно выше при использовании тока положительной полярности. В то же время установлено, что подключение той же положительной полярности к электроду, контактирующему со шлаковым расплавом, вызывало силу тока меньшую по значениям, чем при отрицательной полярности.

Анализ кривых изменения силы тока в электрической цепи «фурма - ванна», показывает также, что на протяжении первых 2-3 минут продувки значения тока в цепи были близки к минимальным. Затем имел место резкий рост силы тока в период до 5-й минуты продувки, что связано с подъемом шлакометаллической эмульсии, заполняющей промежуток между металлом и наконечником формы вследствие развития процесса обезуглероживания ванны. Отмечаемое на рисунке уменьшение значений силы тока в цепи «фурма - ванна» являются отражением операции ввода извести по ходу плавки и связано с уменьшением уровня шлакометаллической эмульсии. Это подтверждается при анализе кривых интегральной светимости факела над горловиной конвертера.

Последующий резкий рост силы тока связан с восстановлением первоначального состояния конвертерной ванны, а дальнейшее медленное возрастание (до 10-ой минуты) - с повышением уровня шлакометаллической эмульсии, в том числе за счет объемного кипения металлического расплава, пик которого приходится, как видно из кривой светимости соответствуют 12-14 минутам продувки. Уменьшение силы тока на заключительной стадии продувки обусловлено снижением уровня ванны в результате замедления процесса обезуглероживания.

Выполненный расчет среднего омического сопротивления на участке «корпус фурмы - ванна» и «донный электрод - ванна» (рис.3) свидетельствует различии в характере поведения и уровня значений электрической проводимости отдельных частей конвертерной ванны, в т.ч. зависимости ее от полярности потенциала на электродах.

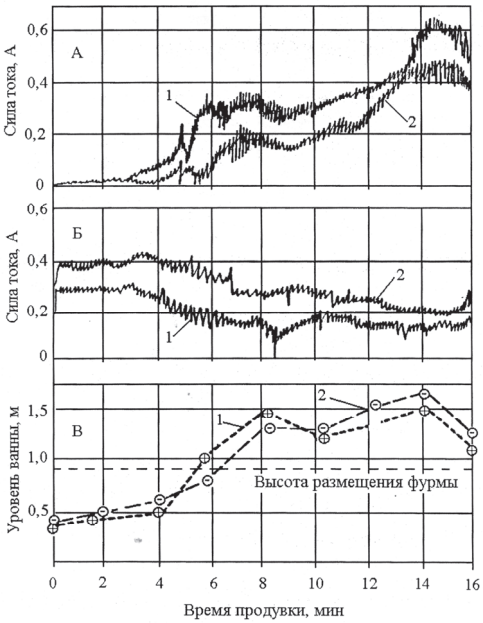


Рис.2. Изменение силы тока положительной (1) и отрицательной (2) полярности на участках: «фурма-расплав» (А), «донный электрод-расплав» (Б) и уровня ванны (В) по ходу продувки плавки в 1,5-т конвертере.

Положительной полярности тока, независимо от места подвода, соответствуют более высокие значения проводимости контролируемых участков, чем отрицательной. Установлено, что в случае применения знакопеременного тока сопротивление между электродами, контактирующими с металлическим и шлаковым расплавом, было большим, чем при использовании постоянного тока при близких

значениях напряжения и составляло 0,04-0,05 Ом. В то время как при отрицательной полярности на шлаковом электроде сопротивление ванны прохождению тока составляло 0,03-0,04 Ом, при положительной - 0,02-0,025 Ом.

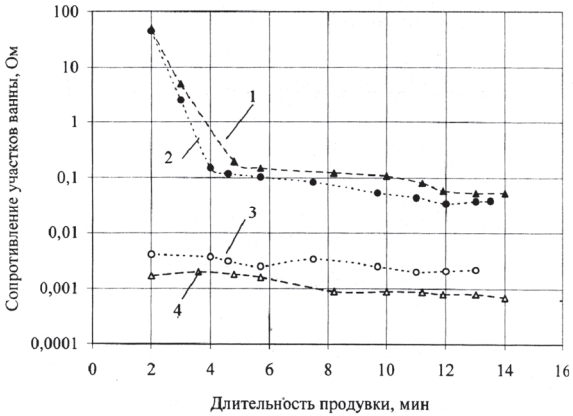


Рис.3. Изменение электрического сопротивления различных участков ванны 1,5-т конвертера при подведении к форме и донному электроду постоянного тока положительной и отрицательной полярности. (кривые 1 и 2 участок «фурма - расплав» соответственно при использовании тока отрицательной и положительной полярности, кривые 3 и 4 тоже участок «расплав - донный электрод»)

Показатели изменения электрических потенциалов (ΔU) на закладных электродах и корпусе для 300 кг конвертера приведены на рис. 4. Анализ полученных данных показывает, что наибольших значений разности потенциалов в ходе продувки достигает на участке между корпусом кислородной фурмы и металлическим расплавом, а наименьших - между электродами, размещенными на уровне шлакового и металлического расплавов. Электрические сигналы, снимаемые с электродов контактирующих с шлаковым расплавом, имели более постоянные характеристики, которые мало изменялись на протяжении двух третей продувки. В последней четверти продувки на шлаковом электроде формировался потенциал отрицательной полярности по отношению к металлическому расплаву, что сохранялось на протяжении всей продувки. Регистрируемые электрические сигналы, снимаемые с электродов, размещенных в газовой фазе и на корпусе кислородной фурмы, существенно изменялись в ходе продувки, а по характеру поведения повторяли друг друга.

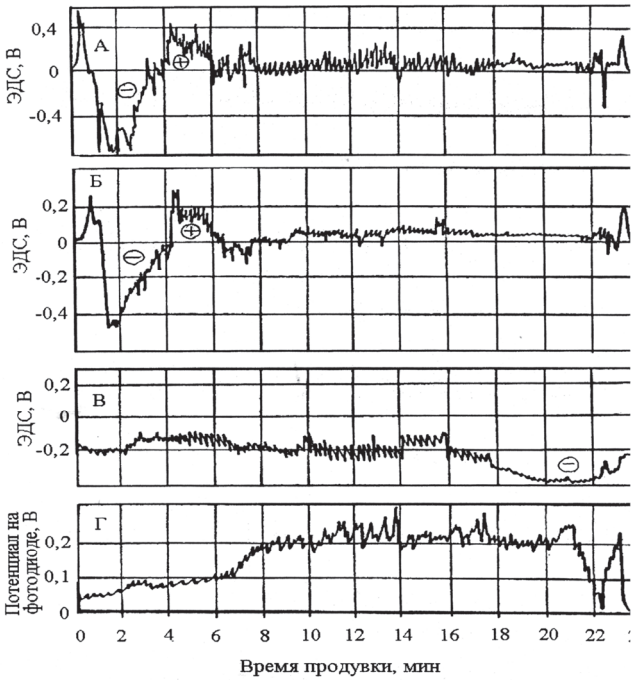


Рис.4. Изменение ЭДС на электродах, расположенных в металлическом расплава и: на корпусе прогулочной формы (А), в газовой фазе (Б), в шлаковом поясе (В), а также светимость факела (Г) по ходу продувки 0,3-т конвертера

В начале продувки в момент опускания фурмы и вывода ее на рабочий уровень отмечалось реверсирование полярности тока с положительных значений на отрицательные. Указанный эффект имел место на всех исследованных конвертерах (0,3-т; 1,5-т; 250-т) и не зависел от материала футеровки конвертера. Наибольшая величина отрицательной разности потенциалов на продувочной фурме формировалась примерно через 1,5-2,0 мин. от начала продувки и по мере выгорания кремния и марганца она постепенно приближалась к нулевым значениям. Изменение полярности на положительную наблюдалось при присадке извести. В период интенсивного выгорания углерода из расплава значения показателей ΔU на фурме и на газовом электроде имели минимальные отклонения от нуля, что свидетельствует о погружении наконечника фурмы в эмульсию. В конце продувки после снижения уровня ванны их величина несколько возрастала. Момент подъема фурмы характеризовался реверсом полярности аналогично начальному периоду, но в обратной последовательности. По характеру изменения показателей между корпусом продувочной фурмы и металлом длительность продувки можно разделить примерно на три неравных периода. В первой трети

(после вывода фурмы на рабочий уровень) отмечалось быстрое нарастание отрицательных значений ЭДС до максимальных величин порядка 0,5-0,8 В с последующим снижением этого уровня примерно до 0,05-0,20 В. Этот период по времени совпадал с удалением кремния из металла. Второй период характеризовался малыми величинами и незначительными колебаниями относительно нулевых значений и совпадал с развитием процесса обезуглероживания металла. В третьем периоде продувки величина ЭДС увеличивалась, что, вероятно, связано с повышением содержания окислов железа в шлаке и, как отмечалось выше, осаждением ванны (для 1,5-т конвертера при неизменном положении фурмы на уровне 700 мм и показателях ΔU порядка - 200 мВ; - 250 мВ и - 300 мВ отмечено следующее содержание окислов железа в 8,5; 12,5; 18 % соответственно).

При экспериментах на 1,5-т конвертере выявлен характер изменения ΔU между наконечником фурмы и контактирующим с металлом закладным электродом при различных постоянных положениях наконечника фурмы относительно металлического расплава (на уровнях 700, 900 мм) и при переменном положении: 900 мм (до 4-ой мин продувки) и 700 мм - до конца продувки. Анализ этих кривых показывает, что начальный уровень положения фурмы заметно влияет на характер зажигания плавки и газовыделения в первой трети длительности продувки плавки. В случае размещения фурмы на уровне 900 мм светимость факела была заметно ниже по сравнению с размещением фурмы на высоте 700 мм. Указанный эффект, вероятно, объясняется снижением степени ассимиляции кислорода дутья конвертерной ванной и как результат увеличением количества выносимой из конвертера пыли при снижении интенсивности процесса обезуглероживания металлического расплава. Замеры ΔU на корпусе электрически изолированной кислородной фурмы в заводских условиях проведены на 250-т конвертерах комбината им. Дзержинского. На рис. 5 показаны типичные диаграммы изменения этих показателей при выплавке соответственно низкоуглеродистых и высокоуглеродистых марок стали. На полученных диаграммах появились те же характерные периоды, которые ранее были установлены на лабораторных конвертерах. В частности, опускание фурмы в конвертер сопровождается реверсом полярности с положительной на отрицательную и обратным реверсом полярности при подъеме фурмы в конце продувки. Период интенсивного окисления кремния и наводки шлака, накопления окислов кремния и марганца в шлаке, отмечен значениями показателя отрицательной полярности. В период интенсивного окисления углерода значения близки к нулевым и характеризуют затопление наконечника фурмы в шлако- металлический расплав и, как следствие, соответствующее повышение проводимости среды в промежутке между фурмой и металлической ванной. Приближение наконечника фурмы к металлическому расплаву (глубокое погружение фурмы) отмечается

нулевым значением ЭДС (происходит короткое электрическое замыкание в цепи фурма - металлический расплав).

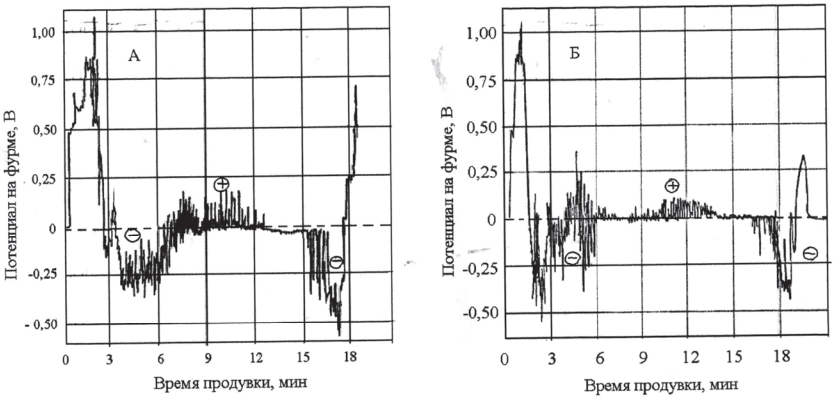


Рис.5. Изменение электрического потенциала на корпусе формы и на донном электроде, контактирующем с металлическим расплавом, при выплавке высокоуглеродистой (А) и низкоуглеродистой (Б) стали в 250-т конвертере

Обработка сигналов ЭДС, полученных на разных конвертерах при опускании фурмы на рабочий уровень, а также при выводе ее из рабочего пространства, показала наличие определенных уровней с нулевыми значениями потенциала. Нижний уровень нулевых значений потенциала соответствовал затоплению наконечника фурмы в низкоомные слои металлического расплава конвертерной ванны. Верхний уровень нулевых значений потенциала соответствовал прохождению наконечником фурмы уровня горловины конвертера. Положение уровня реверса полярности потенциала является функцией дутьевого режима и отражает момент погружения наконечника из газовой фазы с положительной полярностью ЭДС в шлакометаллическую с отрицательной полярностью.

На втором этапе исследований были изучены особенности и характер протекания электрического тока в рабочем объеме конвертера при наложении низковольтных потенциалов. Эксперименты, проведенные в лабораторных и заводских условиях, показали, что наложение внешнего электрического поля от источника низких потенциала в ходе продувки сопровождается прохождением в указанной цепи регистрируемого приборами электрического тока (рис.6). Независимо от рода и знака тока, подаваемого на фурму, характер изменения электрических параметров (при прочих равных условиях) был повторяемым от плавки к плавке и не зависел от объема конвертера.

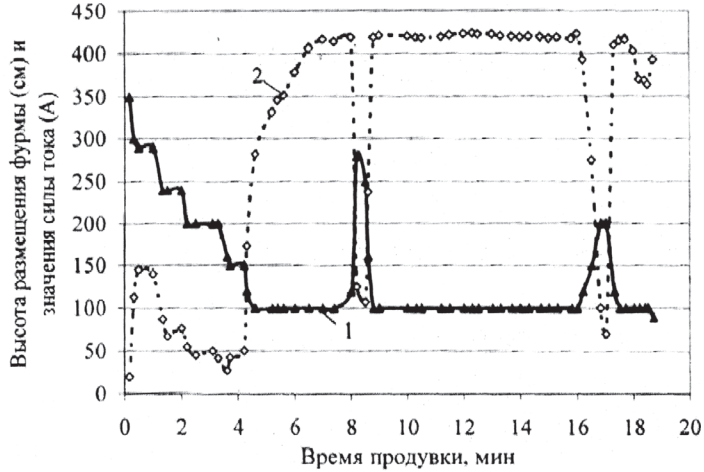


Рис.6. Изменение показателей по ходу продувки плавки при производстве высокоуглеродистой (вверху) и низкоуглеродистой (внизу) стали в 160-т конвертере

Анализ полученных диаграмм позволил выделить четыре характерных периода по ходу продувки. В течение первых двадцати-тридцати процентов общей длительности плавки значения силы тока в цепи были минимальными и определялись высокоомным сопротивлением газового промежутка между фурмой и ванной в это время. Значения разности потенциалов между фурмой и металлическим расплавом в этот период практически соответствовали напряжению источника тока. Во втором периоде (последующие пять-десять процентов длительности плавки) значения силы тока нарастали до максимальных величин при соответствующем снижении разности потенциалов. В третьем периоде (последующие 50-70%) сохраняется высокий уровень значений силы тока в цепи с некоторым снижением значений напряжения (разности потенциалов) до минимального уровня. На заключительном этапе продувки (оставшиеся 5-10%) отмечено понижение уровня значений силы тока с адекватным повышением напряжения (разности потенциалов). Как показали исследования, уровень электрического тока в цепи «фурма-ванна» является функцией как электрических свойств среды, заполняющей пространство между наконечником фурмы и жидкой ванной, так и динамики взаимодействия реагирующих фаз (подъема или осаждения шлакометаллической эмульсии в ходе продувки).

Для обеспечения более эффективной и устойчивой передачи электрической энергии конвертерной ванне на протяжении большей части продувки необходимо по ходу плавки непрерывно поддерживать нахождение наконечника формы по возможности ближе к границе раздела шлак-металл, для обеспечения. Требуется создание специального

устройства для оценки положения наконечника фурмы между верхней и нижней поверхностями слоя шлака, принципиальные основы которого разработаны ИЧМ с получением положительных результатов при испытании в производственных условиях на конвертерах садкой 60, 150 и 250 т.

Выводы

На основании экспериментальных исследований, выполненных при выплавке стали в 0,3 и 1,5т лабораторных и 250т промышленных конвертерах, изучены величины и характер изменения электрических характеристик конвертерной ванны по ходу плавки. Получены показатели, относящиеся как к плавке, проведенной по стандартной технологии (без использования внешних воздействий), так и к варианту ее ведения с наложением на расплав низковольтного электрического потенциала при подводе переменного тока и постоянного тока положительной и отрицательной полярности. Выявлены особенности воздействия потенциала различного вида и возможности использования полученной информации для улучшения технико-экономических показателей конвертирования.

1. *Применение* электрической энергии малой удельной мощности при выплавке стали в конвертерах ДМКД / С.И.Семякин, В.Ф.Поляков, Ю.Н.Борисов, А.Д.Зражевский и др. // сб. трудов 1-го Конгресса сталеплавильщиков, г.Липецк. – 1992. – С. 105-107;
2. *Промышленные исследования* применения электрической энергии малой мощности в конвертерах комбината «Криворожсталь» / С.И.Семякин, А.В.Кекух, В.И.Макаренко и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2004. – №6. - С.29-31
3. *Опыт* развития и освоения технологии применения низковольтных потенциалов при конвертерной плавке в условиях 60-т конвертеров ПАО «Евраз ДМЗ им. Петровского» / В.Ф.Поляков, С.И.Семякин, А.Д.Зражевский и др. // Новости науки Приднепровья. Инженерные дисциплины. – 2012. – № 3-4. – С.48-52

Статья рекомендована к печати
канд.техн.наук В. П. Пиптюком

С.І.Семикін, В.Ф.Поляков, Т.С.Голуб, Я.А.Полякова

Аналіз електричних характеристик конвертерної ванни при плавці сталі

Експериментально досліджено електричні характеристики конвертерної ванни без зовнішніх впливів і в разі накладення на розплав додаткового низьковольтного електричного потенціалу. Показано, що в процесі продувки в ванні розплаву формується різниця електричних потенціалів, яка досягає максимальних значень між корпусом кисневої фурми і металевим розплавом, а найменших - між електродами, розміщеними на рівні шлакового і металевого розплавів. Показано можливість використання додаткового низьковольтного електричного потенціалу для поліпшення техніко-економічних показників конвертації.

Ключові слова: конвертерна ванна, електричний потенціал, показники конвертації

S.I.Semykin, V.F.Poliakov, T.S.Golub, Ya.A.Poliakova

Analysis of the electrical characteristics of the converter when melting steel bath

Experimentally investigated the electrical characteristics of the converting bath without external influences, and in the case of the imposition of additional melt low-voltage electrical potential. It is shown that in the process of blowing the molten bath in the electric potential difference is formed, which reaches the highest values between the case of the oxygen tuyere and the molten metal. It is shown that the use of extra low voltage electric potential allows to improve technical and economic indicators of the conversion.

Keywords: BOF bath, electric potential, conversion metrics

УДК 669.184.244.66:669.184.235.001.5

С.И.Семыкин, Т.С.Голуб, Е.В.Семыкина, С.А.Дудченко, В.В.Вакульчук

ИССЛЕДОВАНИЕ НА ФИЗИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ КОНВЕРТЕРНОГО ПРОЦЕССА ОСОБЕННОСТЕЙ ВЛИЯНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПОТЕНЦИАЛОВ НА ХАРАКТЕР РАЗБРЫЗГИВАНИЯ ЖИДКОСТИ ПРИ ПРОДУВКЕ СВЕРХУ

Приведены результаты лабораторных исследований на физической модели LD–процесса при продувке водных сред по изучению влияния условий и дутьевых режимов на количество разбрызгивания жидкой среды внутри модели (в прифурменной и пристеночной зонах), а также на вынос капель за ее пределы. Установлен характер влияния внешних низковольтных электрических потенциалов на процесс разбрызгивания жидкости в рабочем объеме модели при различных дутьевых режимах. Показана возможность снижения выноса капель жидкости за пределы модели при подключении к фурме положительной полярности источника тока.

Ключевые слова: LD-процесс, дутьевой режим, физическое моделирование, электрический потенциал

Анализ современных научных представлений о характере взаимодействия высокоскоростных потоков продувочных газов со сталеплавильной ванной [1-3], определяющих, в том числе и различные виды потерь металла при конвертировании, показал, что в настоящее время среди исследователей металлургов не существует единого мнения о механизмах, управляющих процессом разбрызгивания жидких сред, определяющим вынос металла из конвертера при его продувке, и отсутствует эффективный способ, позволяющий существенно сократить объем этих потерь, поэтому исследования по изучению и уточнению основных факторов, влияющих на особенности и характер этого процесса, остаются актуальными.

Цель работы: исследование на физических моделях, имитирующих конвертерный процесс, влияния различных дутьевых параметров, в том числе в варианте с использованием маломощных электрических воздействий, на особенности и характер процесса разбрызгивания жидких сред.

Методика исследований. Исследования выполнены на специально изготовленной прозрачной модели, имитирующей в масштабе 1:30 по геометрии верхнюю продувку ванны в 160-т конвертере, с возможностью подвода низковольтного электрического потенциала к корпусу фурмы и к донному электроду, контактирующему с электропроводящей жидкостью [4]. Для качественного моделирования конвертерной продувки жидкой стали использовали водные растворы поваренной соли, наиболее близкие по параметру кинематической вязкости к стали, которые продували азотом или аргоном через верхние продувочные модули с числом цилиндрических сопел от одного до пяти, причем набор диаметров сопел

обеспечивал равный расход на фурму при одинаковом давлении газа перед фурмой.

Помимо известной методики физического моделирования конвертерного процесса, базирующейся на геометрических и газодинамических критериях подобия, была использована методика подвода к фурме и донному электроду низковольтных электрических потенциалов. Дополнительно была разработана методика дифференцированного контроля интенсивности разбрызгивания жидкости в двух характерных зонах рабочего объеме модели (прифурменной и пристеночной), в том числе по высоте модели, а также количества выносимых капель за ее пределы. С помощью данной методики проанализирован процесс взаимодействия газовых струй с жидкостью на 10-ти уровнях по высоте модели (что в совокупности охватывает 2/3 высоты модели) по трем выбранным участкам:

Зона «А» - движение капель жидкости в направлении стенки модели (имитация набрызгивания металла на стенку и горловину конвертера);

Зона «Б» - движение жидкости вблизи фурмы (имитация движения жидкости в прифурменной зоне и набрызгивания среды на корпус фурмы);

Зона «В» - вынос капель жидкости за пределы модели (имитация заметалливания элементов охладителя конвертерных газов (ОКГ) и шлемовой части конвертера и рабочей площадки вокруг конвертера, в случае отсутствия герметизации горловины с элементами ОКГ).

В табл.1 приведены основные технологические условия проведенных 96 экспериментов (плюсами отмечены исследованные варианты, конструктивные особенности фурменного устройства и дутьевые параметры).

Таблица 1. Основные технологические условия экспериментов

Количество сопел и угол наклона к оси фурмы	Варианты внешнего воздействия			Давление, ати [1]			Положение фурмы, калибры				
	1	2	3	1,0	2,0	3,0	0	10	20	40	60
1 сопло, угол 0º	+	+	+	+	+		+	+	+	+	
3 сопла, угол 20º	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	
5 сопел, угол 20º	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+

[1)] Избыточное давление газа перед соплом.

Эксперименты, в рамках которых соблюдался неизменным дутьевой режим продувки, проводились по вариантам: без электрических воздействий (Вариант 1); с подведением к фурменному устройству отрицательного полюса источника тока (Вариант 2); с подведением к фурменному устройству положительного полюса источника тока (Вариант 3).

Обсуждение результатов экспериментов. В процессе исследований была собрана и взвешена на высокоточных электронных весах АХИС-0005 (точность измерения - 0,0005 мг) разбрызгиваемая за одну минуту продувки жидкость по 10 контролируемым уровням высоты модели в трех оцениваемых зонах. Исследования показали, что интенсивность наполнения накопителей жидкими брызгами значительно зависела от уровня их расположения относительно спокойной поверхности жидкой среды, отличаясь в десятки раз между нижним и верхним горизонтами. Установленные зависимости веса капель от высоты расположения накопителя наиболее полно отражаются в логарифмической шкале по весу улавливаемой жидкости. Анализ результатов исследования при классической верхней продувке влияния расположения фурмы относительно поверхности спокойной жидкости на суммарный вес капелек (по 10-ти горизонтам) подтвердил известные тенденции ЛД процесса по влиянию дутьевых параметров, таких как расход дутья, давление газа перед соплом, количество сопел, на уровень разбрызгивания в перечисленных выше зонах конвертерной ванны, а именно максимальное количество брызг отмечалось в зоне продувочной фурмы «А», причем количество брызг увеличивалось с повышением давления газа, подаваемого на продувку, его расхода и уменьшением количества сопел. На рис.1-3 приведены установленные зависимости влияния положения наконечника фурмы на изменение суммарного веса капель, собранных с помощью накопителей в трех зонах («А», «Б» и «В») за одну минуту эксперимента для одно-, трех - и пятисопловой фурмы.

Как и следовало ожидать, наиболее высокая интенсивность образования брызг по изучаемым зонам была отмечена при работе односопловой фурмы, а наименьшая – при работе пятисопловой фурмы. Причем, если в зонах «Б» и «В» для всех изученных типов наконечников фурм установлены схожие тенденции по увеличению количества брызг при изменении положения фурмы по высоте модели, то в зоне «А» работа каждого наконечника фурм имела свои особенности, что отразилось на соответствующих зависимостях. Так в этой зоне, для односопловой фурмы отмечена минимизация интенсивности разбрызгивания жидкости при 20 калибрах (снижение до 45 г/мин). Указанный эффект с различным уровнем минимизации проявился и в других исследованных зонах («Б» и «В»). Для трехсопловой фурмы на диаграмме изменения интенсивности брызгообразования в зависимости от ее положения, напротив, отмечен максимум при 20 калибрах (увеличение до 33 г/мин). Для пятисопловой фурмы в контролируемой подфурменной зоны «А» характерен равномерно низкий уровень значений количества брызг, который был в 4-7 раз меньше по сравнению с односопловой фурмой и в 1,5 – 2,5 раза меньше по сравнению с трехсопловой фурмой, вплоть до подъема фурмы на высоту 40 калибров, а далее отмечен незначительный рост количества брызг.

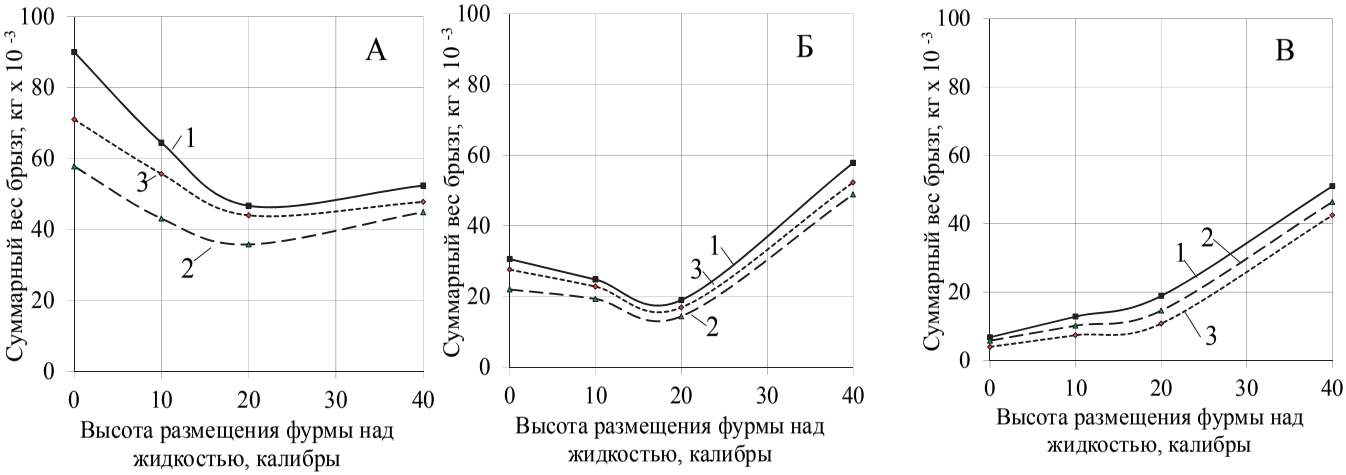


Рис.1. Изменение суммарного количества брызг, собранных накопителями, расположенными в трех участках модели: «А»- в зоне фурмы, «Б»- возле стенки модели, «В»- общий вынос брызг за пределы модели в зависимости от высоты расположения односопловой фурмы по вариантам исследования:: 1– без воздействий, 2 – на фурме отрицательная полярность, 3 – положительная

Установленные эффекты поясняются тем, что при расположении фурмы высоко над уровнем жидкости капли брызг, сформированные в подфурменной зоне, посредствам аэродинамических потоков активно выносятся к стенке сосуда и за пределы модели. При этом брызги, сформированные на низких горизонтах в зоне «А», вследствие циклического движения капелек жидкости вблизи фурмы, имеют возможность частично или полностью возвращаться в объем основной жидкой среды, а в зоне «В» улавливаются только капли, которые безвозвратно выносятся газовым потоком за пределы модели.

При приближении головки фурмы к поверхности жидкости интенсивность брызгообразования в целом снижается для всех изученных фурм вследствие более глубокого проникновения газовых струй в жидкость, причем минимальный уровень зафиксирован при расположении головки фурмы в точке касания с поверхностью жидкости, когда создаются условия полного затопления газового потока в жидкую среду. При этом в определенных условиях, прежде всего определяемых положением фурмы, в фурменной зоне может формироваться целостный и частично замкнутый за счёт постоянной инжекции вихревой поток, поэтому в пределах изученных калибров уровень образования брызг в зоне «А» более постоянен и в меньшей степени зависит от ее расположения в объеме модели. Что касается брызг, уносимых за пределы модели (зона «В»), следует отметить, что при увеличении числа сопел в наконечнике фурмы интенсивность их разбрызгивания снижается примерно с 40 г/мин при односопловой до 15 г/мин - в случае применения трех - или пятисоплового наконечника. При этом в последнем случае при 20 и 40 калибрах отмечено более интенсивное брызгообразование.

При анализе результатов опытов с применением низковольтного потенциала обеих полярностей (варианты 2 и 3) установлено их постоянно присутствующее положительное воздействие на снижение интенсивности формирования брызг во всем исследованном диапазоне положений фурмы. Причем, отрицательная полярность потенциала наиболее эффективна в зонах «А» и «Б» и особенно продуктивна при работе односопловой фурмы. То есть, чем выше силовое воздействие газовых струй от фурмы на процесс образования брызг жидкости, тем в большей степени проявляется эффект уменьшения разбрызгивания за счёт электрических воздействий. В то же время в зоне «В», отвечающей за безвозвратно теряющиеся выносы, наиболее сильное влияние оказывает положительная полярность потенциала, подводимая к фурме, особенно в случае применения пятисоплового наконечника.

На рис.4 приведены графики распределения по высоте модели величин наполнения накопителей в зонах «А» и «Б» для пятисоплового наконечника фурмы. Анализ кривых наполнения за время опыта накопителей по 10 горизонтальным уровням по высоте модели указывает на определенное смещение высоты преимущественного наполнения их капельками жидкости в зависимости от варианта электрических воздействия. При применении отрицательной полярности в зонах «А» и «Б» максимум отраженного потока частично смещается к нижним горизонтам по высоте модели, а при положительной полярности частично перемешается к верхним горизонтам модели.

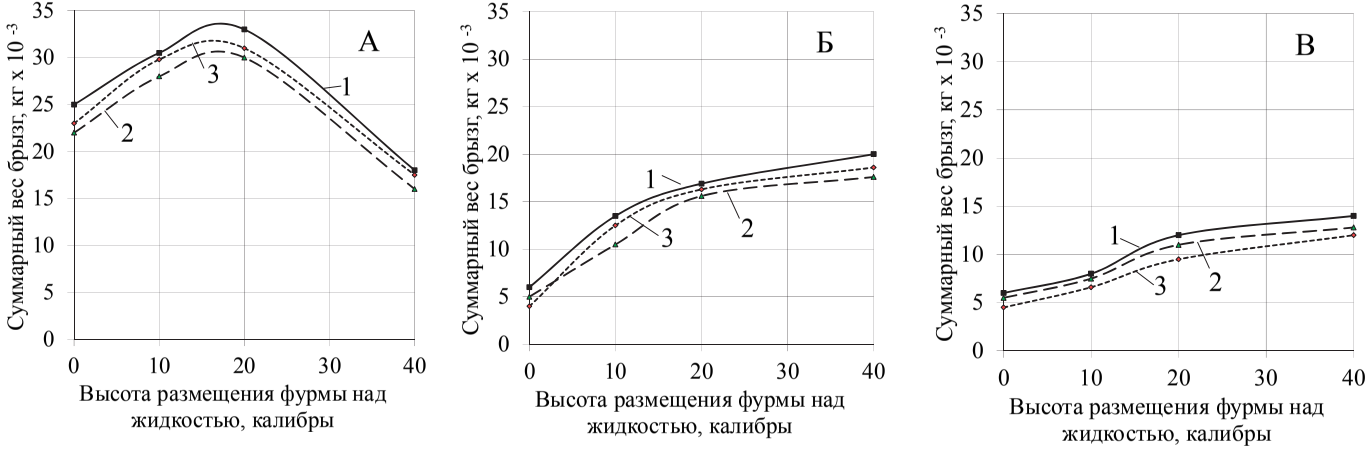


Рис. 2. Изменение суммарного количества брызг, собранных накопителями, расположенными в трех участках модели: «А»- в зоне фурмы, «Б»- возле стенки модели, «В»- общий вынос брызг за пределы модели в зависимости от высоты расположения трехсопловой фурмы по вариантам исследования:: 1 – без воздействий, 2 – на фурме отрицательная полярность, 3 – положительная

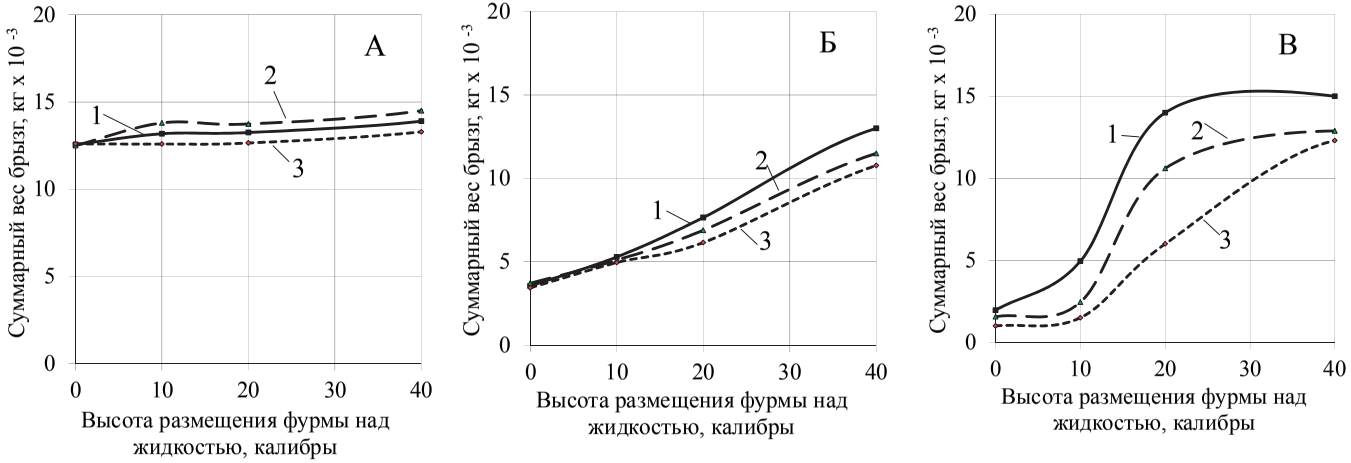


Рис. 3. Изменение суммарного количества брызг, собранных накопителями, расположенными в трех участках модели: «А»- в зоне фурмы, «Б»- возле стенки модели, «В»- общий вынос брызг за пределы модели в зависимости от высоты расположения пятисопловой фурмы по вариантам исследования:: 1– без воздействий, 2 – на фурме отрицательная полярность, 3 – положительная.

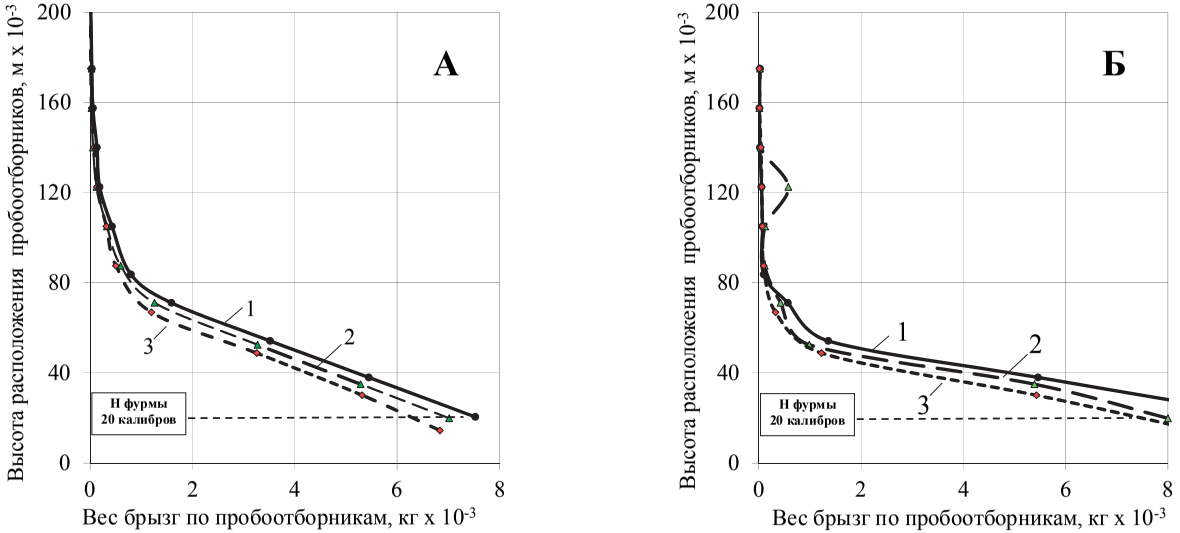


Рис. 4. Изменение количества собранных брызг по высоте расположения накопителей в зонах «А» и «Б» при продувке через пятисопловую фурму по вариантам исследования: 1 – без воздействий, 2 – на фурме отрицательная полярность потенциала, 3 – положительная

Установленный эффект, вероятно, указывает на возможность с помощью электрических воздействий влиять на величину угла отражения газожидкостного потока от стенки кратера (результат взаимодействия струи с поверхностью жидкости). Наблюдаемые эффекты могут быть пояснены известным влиянием электрических потенциалов на величину поверхностного натяжения на границе газ - жидкость [5,6], что и служит, вероятно, причиной изменения, как характера формирования, так и направления движения отраженных с гребня лунки газожидкостных потоков. Так, известно из работы [7], что при подводе разности высоковольтных потенциалов к электроду, размещенному в газовой струе, истекающей из цилиндрической насадки, и корпусу продувочного модуля газовый поток существенно расширялся, и изменялся профиль самой струи.

Выводы. Выполненные эксперименты путем физического моделирования ЛД процесса качественно и количественно подтвердили общеизвестное влияние жесткости дутья, которое определяется давлением газа и расходом на одно сопло, на общий эффект разбрызгивания жидкой среды в подфурменной области: чем больше количество сопел, тем меньше общий уровень разбрызгивания. Установлено, что снижение высоты расположения фурмы в модели от 40 до 0 калибров в зависимости от количества сопел наконечника фурмы имеет свои характерные особенности по влиянию на интенсивность образования брызг жидкости как в подфурменной зоне, так и в направлении стенки модели. Зависимость общего количества брызг жидкости, выносимых за пределы модели, при применении пятисопловой фурмы носит экстремальный характер с экстремумом при расположении фурмы в модели на высоте порядка 40 калибров с заметным снижением количества брызг при нулевой высоте ее расположения над жидкостью. Экспериментально установлено, что каждый тип полярности потенциалов снижает интенсивность разбрызгивания жидкости в изучаемых дифференцированных областях по объему модели. Так, установлено, что в прифурменной и в пристеночной зонах применение отрицательной полярности в большей степени снижает интенсивность брызгообразования, а в зоне выноса брызг из модели этому способствует применение положительной полярности.

Выполненные на физической модели эксперименты при продувке солевых водных растворов газами с использованием электрических потенциалов показали возможность расширения области применения разрабатываемого метода на процессы, не связанные с металлургией.

1. *Охотский В.Б.* Гидродинамическая модель конвертера. / В.Б.Охотский //Изв.вуз. Черная Металлургия. – 1996. – №3. – С. 10-14.
2. *Чернятевич А. Г., Шишов Б.И.* Некоторые вопросы распространения кислородных струй в рабочем пространстве конвертера // Изв. вуз. Черная Металлургия. – 1981. – №1. – С.28-29.

3. *Явойский А. В., Тарнавский Г.А.* Исследование, разработка и применение газовых струй в конвертерных процессах производства стали // Научные труды «Вопросы теории и практики сталеплавильного производства». – М., 1991. – С. 126-148.
4. *Применение* электрической энергии малой мощности при выплавке стали в конвертерах / С.И.Семыкин, В.Ф.Поляков, Ю.Н.Борисов и др. // Труды первого конгресса сталеплавильщиков, г. Москва, 12 - 15 октября 1992г. – М.: Черметинформация. – 1993. – С.55 – 57.
5. *Семыкина Т.С., Семыкин С.И.* Влияние полярности налагаемого на конвертерную ванну электрического потенциала на состояние и химический состав шлакового расплава // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. – 2008. – Выпуск 15. – С.125-129.
6. *Степанов В.П.* Межфазные явления в ионных солевых расплавах. – Екатеринбург: Наука, 1993. – 316 с.
7. *Степанов Е.М., Дъячков Б. Г.,* Ионизация в пламени и электрическое поле. – Изд-во «Металлургия», 1968. – С.312.

Статья рекомендована к печати
Докт.техн.наук А.Г.Чернятевичем

С.І.Семикін, Т.С.Голуб, О.В.Семикіна, С.О.Дудченко, В.В.Вакульчук

Дослідження на фізичній моделі конвертерного процесу особливостей впливу електричних потенціалів на характер розбризкування рідини при продуванні зверху

Наведено результати лабораторних досліджень на фізичній моделі LD–процесу під час продування водних середовищ з вивчення впливу умов і дуттьових режимів на кількість розбризкування рідкого середовища усередині моделі (у піфурменной і пристінній зонах), а також на винос крапель за її межі. Встановлено характер впливу зовнішніх низьковольтних електричних потенціалів на процес розбризкування рідини в робочому обсязі моделі при різних дуттєвих режимах. Показано можливість зниження виносу крапель рідини за межі моделі при підключенні до фурми джерела струму позитивної полярності.

Ключові слова: LD–**процес, дуттьовий режим, фізичне моделювання, електричний потенціал**

S.I.Semykin, T.S.Golub, E.V.Semykina, S.A.Dudchenko, V.V.Vakulchuk

Investigation on physical model of converter process of features of electric potential influence on nature of liquid spraying at top blowing out

Results of laboratory tests for physical model LD - purging process when aqueous media influence on the conditions and amount of blowing modes for spraying fluid inside the model (in prifurmennoy and parietal areas), as well as removal of droplets beyond. The nature of the influence of external low-voltage electrical potential in the process of spraying a liquid in the working volume of the model at different blow modes. The possibility of reducing the liquid droplet removal beyond the model when connected to a lance source of positive polarity current.

Keywords: LD-process, the blowing mode, physical simulation, the electric potentia

УДК 669.184.244.66:669.184.235:669.787:669-154

Л.Г.Тубольцев, В.П.Корченко, С.И.Семыкин, Н.И.Падун, Я.А.Полякова

ВЛИЯНИЕ ВАРИАНТОВ ТЕХНОЛОГИИ КИСЛОРОДНО-КОНВЕРТЕРНОЙ ПЛАВКИ НА СОДЕРЖАНИЕ КИСЛОРОДА В ЖЕЛЕЗОУГЛЕРОДИСТОМ РАСПЛАВЕ

Институт черной металлургии им. З.И.Некрасова НАН Украины

Исследовано влияние вариантов кислородно-конвертерной плавки с верхней и комбинированной продувкой на содержание кислорода в расплаве. Выдвинута и обоснована гипотеза о структурном составе жидкого металла. Показана возможность уточнения зависимости содержания кислорода от содержания углерода в железоуглеродистом расплаве с использованием методики приведения экспериментальных данных к сопоставимым показателям. Отмечено, что уменьшению содержания кислорода в жидкой стали в процессе кислородно-конвертерной плавки способствует: комбинированная продувка (дополнительное перемешивание реагирующих фаз, гомогенизация расплава), использование двухъярусных фурм, применение внешних электрических воздействий.

Ключевые слова: кислородно-конвертерная плавка, вариант технологии, расплав, содержание кислорода, экспериментальные данные

Современное состояние вопроса. Согласно прогнозам развития металлургической промышленности конвертерный передел будет, по крайней мере, в среднесрочной перспективе, оставаться основным способом производства стали в целом ряде промышленно развитых стран, в т.ч. в Украине. Это требует усиления внимания к совершенствованию технологии конвертерной плавки, улучшению ее показателей и повышению качества выплавляемого металла, что, в свою очередь, требует более глубокого анализа природы, строения и свойств перерабатываемых в конвертере железоуглеродистых расплавов.

На формирование структуры готового металла и содержание газов в стали оказывают влияние условия его выплавки в кислородном конвертере, для которых характерно наличие большого количества газов как в полости конвертера при продувке кислородом, так и внутри металлической ванны вследствие интенсивного барботажа расплава. Основными газами, содержащимися в жидком железоуглеродистом расплаве, являются кислород, азот и водород. Материалы данной статьи посвящены изучению поведения кислорода в железоуглеродистой ванне при выплавке металла в конвертерах.

Основные положения о механизме растворимости газов в железоуглеродистом расплаве.

Общепринятым [1] является, что кислород в жидкой стали находится в виде раствора и в виде оксидных неметаллических включений. В расплаве атом кислорода, в результате захвата двух электронов, превращает-

ся в анион O^{2-} и внедряется на место вакансии, образующейся в структуре δ–Fe за счет отрыва катиона Fe^{2+}[2]. Даже при очень низких парциальных давлениях кислорода в газовой фазе, соприкасающейся с жидким железом, происходит окисление последнего с образованием вюстита [3].

Вместе с тем, отмечается, что количество кислорода зависит, прежде всего, от количества углерода в металле. По данным авторов монографии [4] присутствие углерода резко снижает способность железа растворять кислород вследствие протекания восстановительной реакции [FeO] + C = CO + [Fe]. Эти рассуждения базируются на предположении о нахождении в расплаве углерода в виде атомов или молекул Fe_3C. Вполне вероятно, что атомы углерода отдают свои электроны железу, трансформируясь в C^{4+} или C^{3+}. При этом также вполне вероятно, что атомы углерода не создают прочной химической связи с атомами железа и могут свободно перемещаться в кристаллической структуре железоуглеродистого расплава (рис.1).

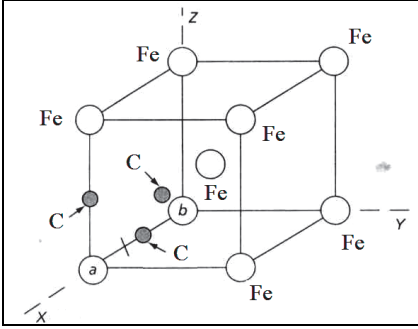


Рис.1. Схема возможного перемещения атомов углерода в кристаллической ячейке железоуглеродистого расплава к фронту взаимодействия газовой и металлической фаз. [5]

В металлургической литературе первая попытка определения связи механизмов процесса плавления и изменения химического состава с природой и строением расплавленного металла приводится в монографии В.И. Явойского [6]. Указывается, в частности, что по степени подвижности частиц и коллективности их движения расплавы металлов занимают промежуточное положение между твердыми и газообразными фазами. Поэтому свойство упорядоченности строения вещества твердом состоянии и полное ее отсутствие для газообразном создает предпосылки для формирования представлений о структуре жидкости. Это свойство подтверждается незначительным увеличением объема твердых тел при плавлении, меньшей теплотой плавления и изменения энтальпии (по сравнению со скрытой теплотой испарения), незначительным изменением теплоемкости металла и т.д. Однако, единая теория для всех жидкостей пока не создана и имеются лишь попытки разработать термодинамические теории для отдельных конкретных жидкостей. В этой же монографии приводятся предположительные данные о форме нахождения углерода в растворе, при этом указывается, что скорость поступления углерода в

зону процесса и его диффузия в толще металла являются лимитирующим фактором скорости реакции только на заключительном этапе кислородно-конвертерного процесса. Определяющим является расход кислорода и интенсивность перемешивания ванны.

И.И.Борнацкий [7] также указывает на то, что вблизи температуры плавления расплавленные металлы ближе к твердому состоянию, чем к газообразному. В пользу этого тезиса указывается, что при плавлении силы сцепления между частицами испытывают сравнительно небольшие изменения. При плавлении происходит нарушение дальнего порядка и уничтожение кристаллической решетки как жесткой системы центров колебания атомов. Однако, ближний порядок, выражающийся в стремлении каждого из атомов окружить себя закономерно расположенными соседними, остается.

В монографии [8] существенные указания относятся к степени перегрева над ликвидусом, при которой сохраняется близость жидкого состояния к твердому. Схожесть структур выявлена при перегреве в 30–40^0C, приводятся данные зарубежных авторов, согласно которым величина такого перегрева может составлять 100^0C.

В монографии [9] утверждается, что ожидаемая близость строения структуры относительно слабо перегретого выше точки плавления расплава и твердой его модификации послужила основанием для создания ряда моделей или теорий строения жидкостей, которые существенно отличаются как по принципу построения, так и по характеру объяснений. Констатируя, что окончательно вопрос о форме присутствия углерода в сплавах (и соответственно изменения их характеристик) не выяснен, авторы монографии указывают на возможное существование нескольких форм углерода в железе. При этом вероятнее всего углерод существует в форме группировок Fe–C частично с ионной связью, а при высоких концентрациях проявляются силы ковалентной связи между атомами или ионами углерода с образованием группировок, подобных микрочастичкам графита.

В.А. Кудрин [10], анализируя аспекты, связанные с понятием «кластеры», уточняет, что кластер не может быть классифицирован как представитель другой фазы и не имеет физических границ, при переходе через которые параметры состояния свойств жидкости (расплава) изменялись бы скачкообразно. При этом важным соображением является отличающаяся от других источников ссылка на имеющиеся некоторые данные о том, что полное разупорядочение жидкого расплава наступает при очень высоких перегревах (800–900^0C) над температурой плавления. В.А.Кудрин с полной определенностью утверждает, что изменения структуры жидкого металла должны учитываться при определении рациональной технологии плавки, поскольку лишь при перегреве около 250^0C над температурой плавления осуществляется переход к структуре перегретых расплавов.

Обобщение результатов выполненного анализа позволяет сделать следующие заключения.

1. Приводимые разными авторами суждения носят, как правило, предположительный гипотетический характер. Тем не менее, изложенные в металлургической литературе соображения свидетельствуют в пользу целесообразности выполнения исследований, изучающих изменение характеристик железоуглеродистого расплава в процессе плавки, в т.ч. характеристик взаимодействия газовой и металлической фаз.

2. Отсутствуют конкретные сведения о форме нахождения углерода в расплаве, при этом, наряду с тезисом о том, что он находится в молекулярном виде в форме Fe_3C, высказывается предположение о преимущественной его форме в виде C^{4+} или C^{3+}.

3. Термодинамические представления об очередности выгорания углерода справедливы лишь для условий недостатка кислорода, что проявляется не во все периоды плавки. Дополнительное влияние на эти процессы оказывает перемешивание ванны, способствующее развитию диффузионных переходов.

4. Для рационализации кислородно-конвертерного передела следует считать оправданным использование новых подходов и гипотез к изучению взаимодействия газовой и металлической фаз.

Проведенный анализ показывает, что механизм поведения кислорода в процессе кислородно-конвертерной плавки до конца не изучен, Кроме того, недостаточно сведений о влиянии параметров различных вариантов кислородно-конвертерной плавки на содержание кислорода в металле, поэтому актуальным является аналитическое исследование по уточнению вышеуказанных параметров и показателей.

Цель исследования. Изучение влияния различных вариантов технологий конвертерной плавки на уровень содержания кислорода в металле, а также изыскание наиболее эффективных путей его снижения.

Задачи исследования Формирование банка данных опытных плавок, проведенных в ИЧМ на 1,5-т конвертере в сопоставимых шихтовых условиях. Анализ сведений по насыщению железоуглеродистого расплава кислородом путем проведения системной обработки экспериментальных данных.

Изложение основных результатов исследования

Высокая окислительная способность кислорода при температуре плавления металла позволяет использовать упрощенную гипотезу, что кислород взаимодействует с железом по реакции:

$$[Fe] + [O] = (FeO) \qquad (1),$$

образуя обособленную фазу – вюстит [FeO], с последующим переходом [FeO] из металла в шлак (FeO). При этом одновременно происходит восстановительная реакция:

$$[FeO] + C = CO + [Fe]. \qquad (2)$$

Эти два процесса и должны определять содержание кислорода в металлическом и шлаковом расплавах. Однако, как показывает практика, содержание кислорода в металлическом расплаве в процессе кислородно-конвертерной плавки определяется множеством факторов, основными из которых являются:

- химический состав и структурное состояние железоуглеродистого расплава;

- условия протекания окислительно-восстановительных реакций в шлако-металлической ванне конвертера;

- коагуляция атомно-молекулярных форм [FeO] в более крупные шлаковые образования (FeO) и образование газовых пузырей CO, которые имеют возможность удаляться из расплава за счет разницы удельного веса. Сложно удаляемые из расплава частицы [FeO] и [CO] остаются на границах зерен металла в виде неметаллических включений;

- условия перемешивания шлакометаллической ванны в процессе кислородно-конвертерной плавки, которые способствуют удалению частиц [FeO] в шлаковую фазу и [CO] в газовую. Условия перемешивания определяются технологическими параметрами кислородно-конвертерной плавки, т.е. напрямую зависят от варианта технологии.

В идеальном случае расплавленная сталь обычно рассматривается как гомогенная жидкость сложного химического состава. В реальных условиях жидкие расплавы занимают промежуточное положение между твердыми и газообразными телами и отличаются степенью подвижности частиц и коллективностью их движения.

Известные экспериментальные данные по растворимости кислорода в железе (рис.2) показывают, что при изменении структурного состояния растворимость кислорода в железе изменяется скачкообразно. К скачкообразному изменению растворимости кислорода следует обратить особое внимание, поскольку такое поведение кислорода наблюдается и в конвертерных технологиях. Это свидетельствует о влиянии структурного состояния на растворимость кислорода в расплаве. Для анализа поведения кислорода при конвертерной плавке в качестве рабочей примем гипотезу о сохранении ближнего порядка расположения атомов железа при небольших перегревах над линией ликвидуса [11]. При увеличении температуры расплава размер твердых частиц уменьшается, что увеличивает общую площадь энергетически ослабленных их границ и, следовательно, увеличивает возможность для растворения в расплаве большего количества газов (рис.3).

Для формирования модели поведения кислорода в расплаве используем также данные о структуре расплава, подвергнутого высокоскоростному охлаждению [11] (рис.4), на основании которой можно говорить о наличии в расплаве твердых группировок Fe-C металла. При взаимодействии этих твердых группировок металла с газообразным кислородом на их поверхности образуются твердые соединения вюстита (закиси железа –

FeO). Внутрь этих группировок газы могут попасть только при последующем их распаде на более мелкие.

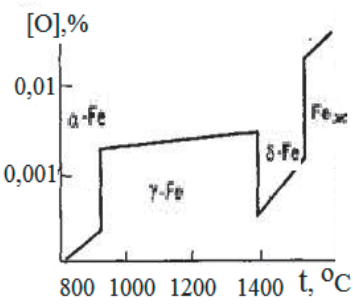


Рис. 2. Растворимость кислорода в железе.

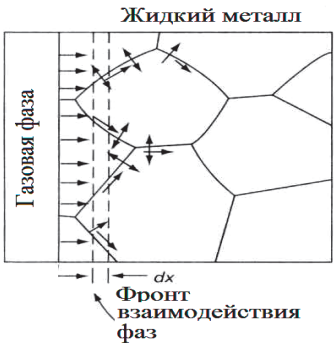
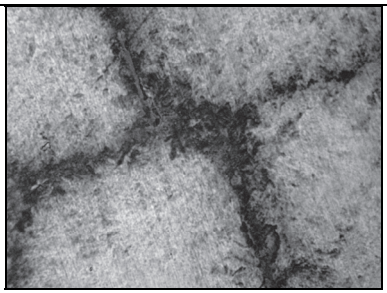
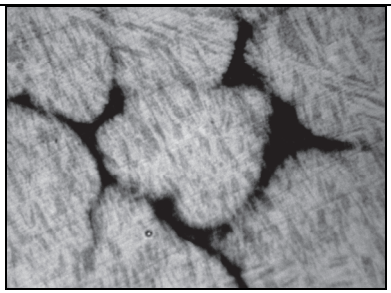


Рис.3. Схема взаимодействия газовой фазы с Fe-C расплавом



а

Рис.4, а. Виды блоков из δ–частиц в структуре жидкости массой 40 г до их коагуляции в процессе закалки стали от 1640–1650^{0}C. а – для стали с 0,8%C, 0,5%Mn, 0,55%Si, 0,042%P, 0,012%S. Травлено пикратом натрия.



б

Рис.4, б. Виды блоков из δ–частиц в структуре жидкости массой 40 г до их коагуляции в процессе закалки стали от 1640–1650^{0}C. б – для стали с 0,17%C; 0,25%Mn, 0,75%Si, 0,037%P, 0,014%S. Травлено пикратом натрия.

В пользу гипотезы о ячеистом строении расплава металла и его схожести с твердыми телами при небольшой температуре перегрева над ликвидусом, что характерно для кислородно-конвертерной плавки, свидетельствуют следующие факторы:

- незначительное изменение объема металла при плавлении;
- скрытая теплота плавления металла и изменение энтропии гораздо меньшие скрытой теплоты и энтропии испарения;
- характер теплового движения в жидкости вблизи температуры плавления такой же, как и в твердом теле, о чем свидетельствуют практически одинаковые теплоемкости металлов;

- вблизи точки плавления жидкие металлы обладают упругостью на сдвиг, так же как и твердые;

- по данным рентгеноструктурного анализа расположение частиц в расплавах металлов не беспорядочное, а характерное для кристаллических тел.

Говоря о поведении кислорода в расплаве, следует отметить, что в чистом железе атомы кислорода, которые имеют малый размер, могут размещаться в пространствах между атомами железа и теоретически, без образования химического соединения FeO, могут относительно свободно перемещаться от одного атома железа к другому. Если в матрице железа присутствуют примеси, то на пути движения атомов кислорода оказываются атомы C, Si, Mn, которые образуют соответствующие элементарные соединения: C–O, O–Si–O, Mn–O, межатомные связи в которых значительно больше связи между железом и кислородом в соединении Fe–O. Поэтому атомы кислорода уже не кочуют от одного атома железа к другому, а выделяются из расплава в форме окислов CO, или в шлаковую фазу в виде включений SiO_2, MnO. Следовательно, при рассмотрении стали следует учитывать, что кислород в кристаллической решетке железа не растворяется, а присутствует в виде зерен оксидов железа FeO, Fe_20_3 и других элементов. Это приводит к регулярности в расположении атомного окружения со средним межатомным расстоянием порядка атомного диаметра. Другими словами – каждый атом помещен в собственную ячейку. Из приведенных положений можно сделать вывод о необходимости достижения в процессе кислородно-конвертерной плавки однородного гомогенного состояния железоуглеродистого расплава для повышения качества стали.

Для оценки влияния различных вариантов и разновидностей способов производства конвертерной стали, применяемых в мировой практике, на газонасыщенность металла были проанализированы основные варианты кислородно-конвертерной плавки, в т.ч. с верхней и комбинированной продувкой (с продувкой кислородом сверху и нейтральным газом или кислородом через днище), а также способ конвертирования с использованием 100% металлолома, исследованные на 1,5-т конвертере ИЧМ. В пределах этих вариантов изучен целый ряд подвариантов, отличающихся использованием различных дутьевых устройств и способами повышения теплосодержания металла. В качестве сравнительного принимался классический вариант конвертерной плавки с продувкой кислородом только сверху в глуходонном конвертере, практически повсеместно применяемый на предприятиях Украины, (так называемый в международной практике LD-процесс) и его разновидности, отличающиеся использованием различных дутьевых устройств и теплоносителей.

Поскольку на поведение расплава в процессе кислородно-конвертерной плавки оказывают влияние много технологических и физико-химических параметров, исследование закономерностей процесса

осуществлялось как путем обработки общего массива плавок, так и путем исследования комплексных показателей каждой конкретной эксперниментальной плавки. Поэтому при обработке экспериментальных данных использован метод корреляционного анализа (метод усреднения и метод наименьших квадратов), а также метод приведения показателей конкретной плавки к сопоставимым значениям. В работе использован принцип сравнения текущих концентраций содержания газов в расплаве с равновесными концентрациями. Это позволяет определить направление процесса удаления или растворения газов. Если текущие содержания газов в расплаве выше равновесных, то в принципе могут развиваться процессы, приводящие к удалению газов из расплава. Однако, вопрос о скорости протекания процесса удаления газов из расплава достаточно сложен. Можно лишь констатировать, что скорости удаления газов возрастают при дополнительном перемешивании расплавов, при возрастании величин контактных поверхностей, при снижении вязкости расплава и т.д.

Следует отметить, что для сталеплавильных процессов, отличающихся протеканием процессов далеко от равновесия, понятие равновесное состояние, используемое нами в последующем, следует понимать как установившееся равенство поступления и удаления газов из расплава.

Ранжирование (определение эффективности) технологий определяли исходя из уровня достижения минимального содержания кислорода относительно базового варианта, в качестве которого использовали технологию с верхней продувкой.

В качестве примера на рис.5 представлена зависимость содержания кислорода в металле, полученная при исследовании процесса плавки с верхней продувкой в 1,5-т конвертере лабораторной базы ИЧМ, в т.ч. по вариантам плавки с подводом к фурме и сталеплавильной ванне внешних электрических потенциалов. Из рис.5 следует, что применение электрических потенциалов при продувке кислородом конвертерной ванны способствует уменьшению содержания кислорода в расплаве по ходу продувки и особнно перед выпуском из конвертера, преимущественно в варианте с отрицательной полярностью подводимого потенциала. Это можно пояснить тем, что под влиянием электрического поля, создаваемого между фурмой и расплавом, происходит ускоренное перемещение атомов углерода, обладающих избыточным зарядом (C^{3+} или C^{4+}), к фронту взаимодействия кислорода с матрицей железа (в подфурменную зону), что способствует перераспределению использования кислорода идущего на окисление углерода. Ускорение процесса обезуглероживания металлической ванны приводит к увеличению объема газообразного CO, что усиливает интенсивность перемешивания сталеплавильной ванны с соответствующим снижением ее газонасыщенности.

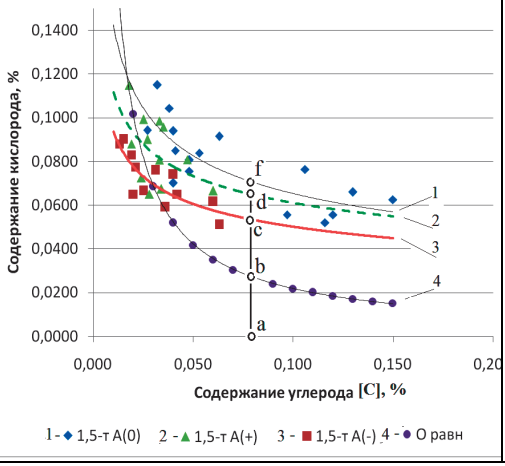


Рис.5. Содержание кислорода в металле (окисленность металла) при кислородно-конвертерном процессе (1,5-тонный конвертер ИЧМ). 1 – верхняя продувка кислородом; 2 – верхняя продувка кислородом с наложением электрических потенциалов положительной полярности; 3 – верхняя продувка кислородом с наложением электрических потенциалов отрицательной полярности; 4 – равновесная кривая Вечера-Гамильтона.

В качестве основного критерия оценки эффективности рассматриваемой технологии по уровню окисленности расплава в работе предложено использовать коэффициент $К^{О}_{Р}$ приближения к равновесному состаянию по кислороду, равный отношению фактического содержания кислорода в расплаве $[O]_{Ф}$ к равновесному содержанию кислорода $[O]_{Р}$ при одинаковом содержании углерода [C]:

$К^{О}_{Р} = [O]_{Ф} / [O]_{Р}$ (при одинаковом [C]) (3)

Коэффициент, определяющий эффективность роассматриваемой технологии по кислороду ($К^{О}_{Т}$) расчитывается как отношение фактического содержания кислорода в расплаве $[O]_{Ф}$ к содержанию кислорода $[O]_{Б}$ при технологии, принятой в качестве базовой для сравнения.

$К^{О}_{Т} = [O]_{Ф} / [O]_{Б}$ (при одинаковом [C]) (4)

Исходя из рис.5 коэффициент равновесности по кислороду $К^{О}_{Р}$, при концентрации углерода в точке «а» определяется следующим образом:

- для технологии 1, как отношение фактического содержания кислорода (линия «af») к равновесному содержанию кислорода (линия «ab»), т.е. $К^{О}_{Р}$ 1 = [O]af / [O]ab; аналогично:
- для технологии 2 – $К^{О}_{Р}$ 2 = [O]ad / [O]ab;
- для технологии 3 – $К^{О}_{Р}$ 3 = [O]ac / [O]ab;

Расчет коэффициента эффективности технологии по кислороду (Кт)

для технологии 2 – $К^{О}_{Т}$ 2 = [O]ad / [O]af;

для технологии 3 – $К^{О}_{Т}$ 3 = [O]ac / [O]af;

Реакция окисления углерода, растворенного в металле, без учета целого ряда промежуточных звеньев) описывается уравнением:

$$[C] + 0{,}5\,[O_2] = \{CO\}_{газ} \quad (5)$$

Эта реакция остается ведущей до достижения остаточного содержания углерода около 0,05%. Вместе с тем, при концентрации углерода менее 0,2-0,3% быстро увеличивается доля кислорода, который расходуется на окисление железа.

Константа равновесия реакции [C] + [O] = {CO} в общем случае определяется выражением K_{CO} = Pco/(a[C] b[O]). При концентрациях углерода до 1%, а кислорода до 0,08% коэффициенты их активности примерно равны единице, поэтому K_{CO}=Pco/([C]•[O]). Поскольку значение теплового эффекта реакции мало, им можно пренебречь. Тогда для любой температуры:

$$K_{CO} = Pco/([C]\,[O]) = const. \qquad (6)$$

В конце сталеплавильного процесса при температуре 1600^0C для открытых агрегатов (Pco= 1 кг/см^2) величина константы равновесия K_{CO} = 402, и тогда: [C]·[O] = Pco/K_{CO} = Pco/402 = 0,0025Pco = 0,0025. Это выражение известно как константа равновесия Вечера-Гамильтона.

В.И.Явойский [5] на основании обобщения многочисленных лабораторных и промышленных исследований равновесного состояния кислорода представил произведение [O]*[C] в виде выражения:

[O]*[C] = a + b[C], а зависимость равновесного количества растворенного кислорода в расплаве в виде выражения:

[[O]р = 0,0029/[C]ф + 0,0031. Проведенный нами анализ показал (рис.6), что предложенные зависимости имеют схожий характер, несколько различаясь по уровню конкретных значений содержания кислорода, причем равновесные значения по уравнению В.И. Явойского выше, чем по уравнению Вечера-Гамельтона.

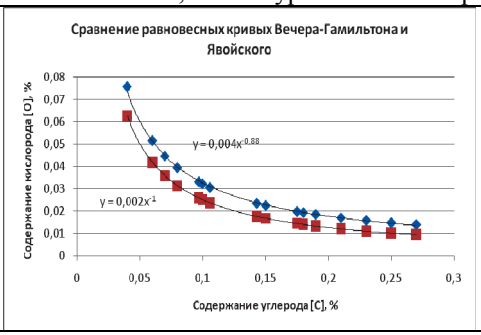


Рис.6. Сравнение равновесного количества растворенного в расплаве кислорода по формулам Вечера-Гамильтона и В.И.Явойского.

Произведение [O]*[C] несмотря на достаточно широкое применение для теоретического анализа, пока не имеет сформулированного физического смысла. Попытаемся придать этому произведению физический смысл, исходя из ячеистой модели жидкого Fe-C расплава. Предложеная модель представляет жидкость как совокупность отдельных энергетически не связанных между собой группировок атомов и молекул железа (объединенных в кластеры), в составе которых находится углерод. Взаи-

модействие кислорода дутья с железом и углеродом может происходить только по поверхности таких группировок (поверхность кластера *F*к). На границе которых происходит контакт кислорода с железо-углеродистым расплавом. Тогда количество кислорода, растворенного в расплаве, определится как [O]*Fк, а объем кластера можно определить как [O]*Fк*[C]. Иными словами, произведение [O]*[C] представляет элементарную группировку Fe-C расплава, в которой содержится определенное количество углерода [C]. Таким образом, это произведение характеризует удельную величину степени насыщения кислородом отдельной группировки или всего объема Fe-C расплава, следовательно, уместно построить график зависимости этого произведения [O]*[C] от содержания углерода (рис.7).

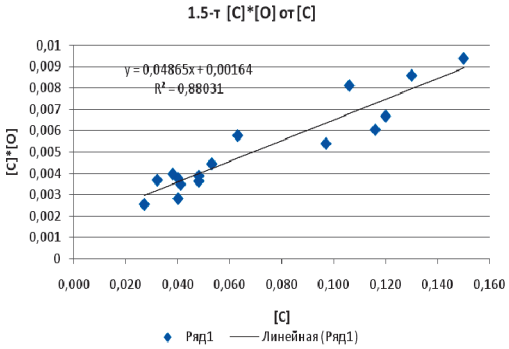
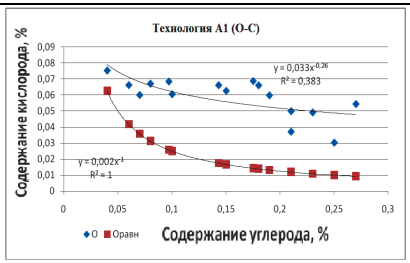
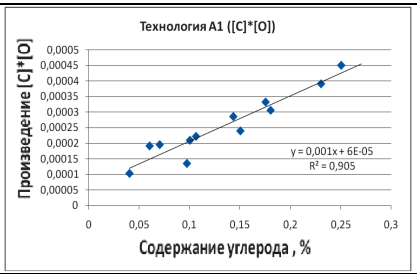


Рис.7. Зависимость произведения [O]*[C] от содержания углерода в расплаве.

Практически для всех сталеплавильных процессов зависимость произведения [O]*[C] от содержания углерода в расплаве представляет собой прямую линию, которую удобно использовать для оценки эффективности той или иной технологии сталеплавильного производства.

При проведении анализа установлено, что подобные зависимости (рис.8) для различных технологий кислородно-конвертерной плавки в интервале содержаний углерода 0,02–1,5% имеют прямолинейный характер, а выше 1,5% окисленность расплава не зависит от содержания углерода в расплаве. Объяснить наличие прямолинейной зависимости произведения [O]*[C] от [C] можно, исходя из анализа подобия соотношений объема тела и его поверхности. В этом случае произведение [O]*[C] отражает как бы объем локальной группировки молекул железа в жидкости, причем величина содержания кислорода в металле [O] в этом произведении характеризует площадь поверхности группировки, по которой происходит контакт реагирующих фаз, являясь отражением поверхностно-активных свойств атомов кислорода.





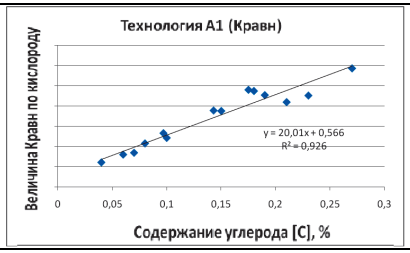


Рис.8. Зависимости содержания кислода в расплаве, произведения [О]*[С] и коэффициента эффективности технологии по кислороду от содержания углерода в расплаве.

Использование такого подхода позволяет провести ранжирование различных вариантов технологии с точки зрения получения минимального содержания кислорода в расплаве. На рис.9 в качестве примера приведены значения коэффициента равновесности по кислороду для технологий, предусматривающих верхнюю продувку кислородом.



Рис.9. Эффективность технологий различных вариантов кислородно-конвертерной плавки с верхней продувкой по коэффициенту $К^{О}_{Р}$ (достижение минимально возможных содержаний кислорода в расплаве). Расшифровка вариантов технологии приведена в табл.1.

Приведенные на рис.9 данные свидетельствуют о том, что из числа представленных технологических вариантов наиболее близкое к равновесному состоянию расплава по содержанию кислорода достигается при верхней продувке с использованием двухъярусных фурм. На рис.10 приведены значения коэффициента равновесности по кислороду для ряда

технологий с комбинированной продувкой, основанных на подаче кислорода сверху и снизу по вариантам В11–В17.



Рис.10. Эффективность технологий различных вариантов комбинированной кислородно-конвертерной плавки (кислород-кислород) по коэффициенту K^O_P (достижение минимально возможных содержаний кислорода в расплаве). Расшифровка вариантов технологии приведена в табл.2.

Таблица 1. Характеристика вариантов исследованных технологий с верхней продувкой

Шифр	Наименование
А1	Продувка кислородом сверху
А1а01	Продувка кислородом сверху через двухъярусную фурму при высоте второго яруса 200 мм
А1а02	То же с расположением второго яруса на высоте 380-400 мм
А2т	Продувка кислородом сверху с вводом в завалку кускового угля
А3	Продувка кислородом сверху с вдуванием через верхнюю фурму угольного порошка
А4т	То же с вдуванием через верхнюю фурму пыли УСТК
А5т	То же с вдуванием через верхнюю фурму полукокса
А6т	То же с вдуванием через верхнюю фурму термоугля
А7т	То же с вдуванием через верхнюю фурму тощего угля (марки Т)

Таблица 2. Характеристика вариантов исследованных технологий комбинированной продувки (кислород-кислород)

Шифр	Наименование
В11	Комбинированная продувка с подачей кислорода сверху и через днище
В12	То же с вводом в завалку конвертера кускового угля
В13т	Комбинированная продувка кислородом сверху и снизу с подачей через донные кислородные фурмы угольного порошка
В14т	Комбинированная продувка кислородом сверху и подогревом лома кусковым углем

В15т	Комбинированная продувка кислородом сверху и снизу с подогревом лома угольным порошком, вдуваемым через донные кислородные фурмы
В17т	Комбинированная продувка с использованием в шихте 100% металлолома (без жидкого чугуна) с подачей кислорода сверху и снизу и подогревом лома угольным порошком, вдуваемым через донные кислородные фурмы и последующим его вдуванием через фурмы в жидкую ванну

Заключение.

В результате проведенного исследования:

1. Выявлено влияние различных вариантов кислородно-конвертерной плавки с верхней и комбинированной продувкой на показатели окисленности металла, что позволяет определять эффективные области их возможного применения.

2. Предложена гипотеза о структурном составе жидкого металла, основанная на химическом составе и температуре расплава. Показана необходимость учета структурного состава расплава при анализе влияния технологических параметров кислородно-конвертерной плавки.

3. Показана возможность использования методики приведения экспериментальных данных к сопоставимым показателям при анализе зависимости фактического содержания кислорода от содержания углерода.

4. Выполнено сопоставление эффективности различных технологий и вариантов кислородно-конвертерной плавки по уровню достижения минимального содержания кислорода в стали.

5. Отмечено, что уменьшению содержания кислорода в жидкой стали в процессе кислородно-конвертерной плавки способствуют: комбинированная продувка (дополнительное перемешивание реагирующих фаз, гомогенизация расплава), использование двухъярусных фурм, применение внешних электрических воздействий.

1. *Akihiko K., Koin I., Kokichis S.* The stability of oxygen in δ-iron. / Trans Iron and steel inst. Jap. – 1970–10, №2. *ZieglerM.A.* / Trans. ASST-1932-v.20 – p.73-83.
2. *Григорович В.К.* Электронное строение и термодинамика сплавов железа. – Наука – М. – 1971 – 292с.
3. *Явойский В.И.* Газы и включения в стальном слитке // М.-Металлургиздат, 1955. – 247с.
4. *Металлургия* стали /В.И.Явойский, С.Л.Левин, В.И.Бабтизманский и др. – М.:Металлургия, 1973. – 816.с (с.46).
5. *Abbaschian R., Abbaschian L., Robert E. Reed-Hill*. Physical Metallurgy Principles, Fourth Edition. – Printed in the United States of America. – Cengage Learning, 2009. –750 с.
6. *В.И.Явойский*. Теория процессов производства стали. – М.:Госнаучтехиздат, 1963. – 820 с.

7. *Борнацкий И.И.* Физико-химические основы сталеплавильных процессоа– М.:Металлургия, 1974. – 320 с.
8. *Явойский В.И., Дорофеев Г.А., Повх, И.Л.* Теория продувки сталеплавильной ванны.– М.:Металлургия, 1974. – 496 с.
9. *Металлургия* стали. / В.И.Явойский, Ю.В.Кряковский, В.П.Григорьев и др. – М.:Металлургия, 1983. – 584 с.
10. *Кудрин В.А.* Металлургия стали. – М.:Металлургия, 1989. – 560 с.
11. *Лучкин В.С., Тубольцев Л.Г., Падун Н.И., Шевченко А.М.* Квазикристалличе-ская ячеечтая модель жидкого расплава и диаграмма Fe-C состояния. // Сб. тр. ИЧМ. Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. – Вып.23. – 2011. – С.259-266.
12. *Лучкин В.С., Поляков В.Ф., Семыкин С.И., Борисенко А.Ю., Тубольцев Л.Г.* Исследование структуры жидкой стали закалочно-микроструктурным мето-дом //Сб. тр. ИЧМ. Фундаментальные и прикладные проблемы черной метал-лургии. – Вып.24. – 2011. – С.145-156.

Статья рекомендована к печати
профес., докт.техн.наук Д.Н.Тогобицкой

Л.Г.Тубольцев, В.П.Корченко, С.І.Семикін, Н.І.Падун, Я.А.Полякова

Вплив варіантів технології киснево-конвертерного плавки на вміст кис-ню в залізовуглецевому розплаві

Вивчено вміст кисню в розплаві при киснево-конвертерної плавки з верхньої і комбінованою продувкою .. Висунуто і обгрунтовано гіпотезу щодо структурного складу рідкого металу. Показано можливість уточнення залежності вмісту кисню від вмісту вуглецю в залізовуглецевих розплаві шляхом використання методики приведення експериментальних-тальних даних до порівнянних показників. Відзначено, що зменшенню вмісту кисню в рідкій сталі в процесі киснево-конвертерної плавки сприяють: комбіноване продування (додаткове перемішування реагуючих фаз, гомогенізація розплаву), використання двоярусних фурм, застосування зовнішнього електричного впливу.

Ключові слова: киснево-конвертерна плавка, варіант технології, розп-лав, вміст кисню, експериментальні дані

L.G.Tuboltsev, V.P.Korchenko, S.I.Semykin, N.I.Padun, Ya.A.Polyakova

Influence of technology options bof smelting oxygen content in the iron-carbon melt

Studied the oxygen content of the melt at BOF melting from the top and combined blowing .. proposed and substantiated the hypothesis about the structural composition of the molten metal. The possibility of more accurate depending on the oxygen content of the carbon content in the iron-carbon melt in the case method to bring experiments, the experimental data for comparable indicators. It is noted that the reduction of the oxygen content in the molten steel in the BOF promotes fusion: combined purge (additional mixing of the reacting phases, homogenization of the melt) using tuyeres bunk applying external electrical influences.

Keywords: BOF melting, technology option, the melt, the oxygen content, the experimental data

УДК669.17.046.517В:669.154.001.57

В.П.Пиптюк, П.Г.Прокопенко, С.В.Греков, Ю.Б.Костюк, Г.А.Андриевский

ОПРОБОВАНИЕ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ РАСПЛАВА НА УСТАНОВКЕ КОВШ-ПЕЧЬ

Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины

Опробовано оборудование для физического моделирования условий теплопереноса при нагреве расплава в сталеразливочном ковше на установке ковш-печь и установлена возможность проведения исследований для проверки результатов численного изучения процессов. Результатами физического моделирования теплового состояния водяной ковшовой ванны подтверждены данные численных исследований и установлена достаточная их сходимость (до 14%).

Ключевые слова: ковш-печь, сталеразливочный ковш, физическое моделирование, исследование

Состояние вопроса. Ранее сообщалось об опробовании оборудования для физического моделирования, главным образом, гидродинамических процессов в расплаве при обработке в сталеразливочном ковше и установлении его работоспособности [1]. В настоящих исследованиях продолжена работа в направлении аппаратурного оформления и определения возможности изучения условий теплопереноса при нагреве расплава на установке ковш-печь (УКП) в сталеразливочном ковше вышеуказанным методом.

Цель работы. Комплектация лабораторного оборудования и опробование его работоспособности для физического моделирования процессов теплопереноса в расплаве при нагреве на УКП в сталеразливочном ковше.

Описание лабораторного оборудования. В качестве модели промышленного сталеразливочного ковша КС-90 ЭСПЦ-3 ПАО «Днепроспецсталь» (ПАО «ДСС») применяли лабораторный ковш, представленный кафедрой «Электрометаллургия» Национальной металлургической академии Украины. Особенностью геометрии модели ковша в настоящих исследованиях являлось наличие масштабированного усиления футеровки в бойной части (БЧ) по аналогии с реальным ковшом КС-90 емкостью 60т (по металлу). Координаты расположения донной продувочной щелевой фурмы в модели ковша (угол 40º относительно БЧ и радиус 102мм) приближены к используемому промышленному варианту на ПАО «ДСС» (угол 40^0 относительно БЧ и радиус 570мм). В качестве датчиков температуры использовали терморезисторы марки NTC мощностью 0,5Вт и сопротивлением 47 кОм (при 25^0С). Датчики располагали в поверхностном слое и на незначительной глубине ванны (см. рис.1 и табл.1). Датчики №№1 и 2 находились у боковой стенки, а №3 располагался в масштабированных координатах соответствующего места в промышленном ковше КС-90, где осуществляется замер температуры жидкого металла.

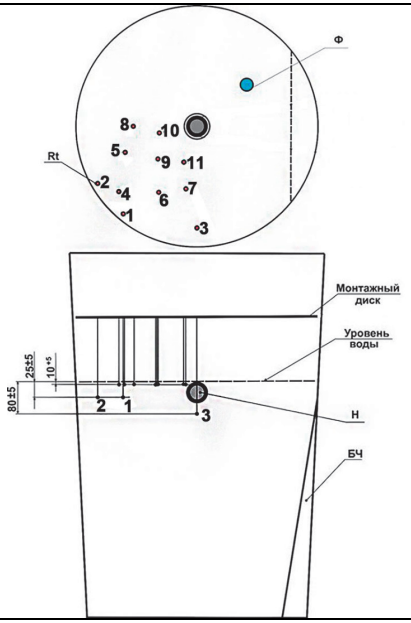


Рис.1. Схема расположения датчиков температуры в модели ковша для физического моделирования условий теплопереноса при нагреве расплава на УКП. Обозначения: Н – нагреватель, Rt (1-11) – датчики температуры (терморезисторы), Ф – продувочная фурма, БЧ – бойная часть.

Таблица 1. Координаты расположения датчиков температуры в модели ковша

№ датчика	Угол, °	Радиус, мм	Глубина, мм
1	230	180	25
2	210	180	25
3	270	140	80
4	220	160	10
5	200	120	10
6	240	120	10
8	180	100	10
7	260	100	10
9	220	80	10
10	190	60	10
11	250	60	10

При калибровке каждого измерительного канала (датчик температуры – аналого-цифровой преобразователь) использовали следующее уравнение преобразования изменения термосопротивления *Rt* от температуры:

$$T(^0C) = 21{,}969 * \ln\left(\frac{x_n}{K_n}\right) + 74{,}637 \qquad (1)$$

где T – температура среды, R_n – термосопротивлениен$^{-го}$ измерительного канала, K_n – поправочный коэффициент n-го измерительного канала.

Источником тепла (нагревателем) в экспериментах по опробованию работоспособности оборудования служил электрический кипятильник (ГОСТ 14705-83) с номинальной и неизменной мощностью 1100 Вт. Нагреватель включали после 3 мин продувки для установления квазистационарных условий перемешивания ванны и нагревали воду с такой же интенсивностью продувки в течение 300 с. Выключив нагреватель продолжали продувку ванны еще 3 мин для усреднения ее по температуре. Фиксировали момент времени, когда показания величин сопротивления всех терморезисторов становились примерно одинаковыми. Это соответствовало окончанию гомогенизации ванны.

В настоящей работе (в отличие от ранее проведенного опробования лабораторного оборудования [1]) изменили схему подачи и вид продувочного газа (рис.2): компрессор с ресивером заменили на баллон с редуктором, дополнительно установили цифровой датчик расхода газа перед фурмой, воздух заменили на азот. При этом объем дистиллированной воды в ковше остался прежним – 37 л.

В связи с заменой вида газа в настоящем опробовании пересчитали его расход применительно к азоту (табл.2).

Таблица 2. Интенсивность продувки промышленного и модельного ковшей различными газами и значения критерия Архимеда

Промышленный (реальный) ковш КС-90	Модельный ковш		Значения критерия Архимеда для воздуха
Расход аргона, л/мин	Расход азота, л/мин	Расход воздуха, л/мин	
0,167М	0,00081 М	0,00080 М	36,70
0,333М	0,00161 М	0,00159 М	146,76
0,5М	0,00242 М	0,00238 М	330,35
0,667М	0,00323 М	0,00318 М	587,29
0,833М	0,00403 М	0,00398 М	917,64
М	0,00484 М	0,00477 М	1321,40

Материал и методика опробования оборудования. В качестве имитатора железоуглеродистого расплава в модели ковша, как и в предыдущей работе [1], использовали дистиллированную воду. При опробовании оборудования применяли следующие режимы продувки азотом (л/мин): 0,00089 М; 0,00156 М; 0,00244 М; 0,00311 М; 0,004 М и 0,00489 М (где М – максимальный расход азота, выбранный для опробования), соответствующие 4, 7, 11, 14, 18 и 22 малым делениям (всего

их 25) на ротаметре. После открытия крана на баллоне при помощи ротаметра устанавливали необходимый расход азота и не изменяли его в течение каждого экспериментального опробования. Окончание продувки определяли стабилизацией изменения величины электропроводимости водно-газовой среды в течение 1мин (визуально на мониторе кривые переходили в асимптотно-стабилизирующие прямые), после чего подача азота прекращалась. После отключения азота в каждом экспериментальном опробовании в течение приблизительно 3 мин происходило успокоение ванны.

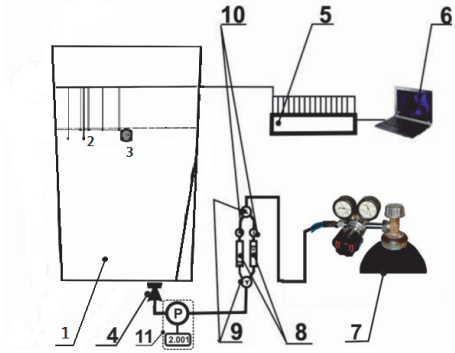


Рис.2. Функциональная схема лабораторного оборудования для физического моделирования условий теплопереноса в расплаве при верхнем концентрированном нагреве в ковше. Обозначения: 1 – модель ковша; 2 – датчик температуры; 3 – нагреватель; 4 – донная фурма; 5 – АЦП; 6 – компьютер; 7 – баллон с редуктором; 8 – ротаметр; 9 – тройник; 10 – кран, 11 – цифровой датчик расхода газа

Результаты опробования лабораторного оборудования. Перед опробованием оборудования провели численную оценку изменения температуры воды по ходу ее нагрева в контролируемых точках ванны для использованных режимов продувки. При этом применили опубликованные исходные данные [1, 2]. Опробование осуществляли на 6-ти экспериментах с разным (табл.2) расходом азота. Выборочные данные, полученные при опробовании лабораторного оборудования, соответствующие минимальной, одной из средних и максимальной интенсивностям продувки для разных моментов по ходу нагрева ванны представлены в табл.3. На рис.3 представлен вид температурных кривых, полученных по ходу экспериментального опробования. Графические отображения соотношения экспериментальных и расчетных значений температуры воды представлены на рис.4.

Из представленных в табл.3 и на рис.4 данных следует, что экспериментальные и расчётные результаты адекватны и имеют достаточную (до 14%) сходимость. Кроме этого, результаты экспериментального опробования подтверждают ранее численно установленную для промышленной металлической ванны ковша КС-90 закономерность уменьшения градиента температуры в контролируемых точках с увеличением интенсивности продувки.

Таблица 3. Соотношение экспериментальных и расчетных значений температуры воды, абсолютная и относительная ошибки контролируемого параметра и условия лабораторного опробования *)

№ датчика	Продолжительность (с) от начала эксперимента											
	60				180				300			
	Т, ^{0}C		Ошибка		Т, ^{0}C		Ошибка		Т, ^{0}C		Ошибка	
	Расч.	Эксп.	Абс.	Отн., %	Расч.	Эксп.	Абс.	Отн., %	Расч.	Эксп.	Абс.	Отн., %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Расход азота 0,00089М л/мин, Тн = 27,83^{0}C, Тк = 29,78^{0}C на 390с												
1	28,76	29,09	0,33	1,13	29,87	30,05	0,19	0,62	30,47	31,00	0,53	1,70
2	29,29	29,04	-0,25	-0,85	29,85	29,68	-0,16	-0,55	30,46	30,77	0,31	1,02
3	28,18	28,72	0,54	1,89	28,75	29,92	1,17	3,90	29,36	31,50	2,14	6,78
4	30,28	29,49	-0,78	-2,65	30,84	30,39	-0,45	-1,47	31,45	31,42	-0,03	-0,10
5	28,75	30,27	1,52	5,02	29,32	30,12	0,80	2,67	29,93	31,19	1,26	4,05
6	29,15	29,64	0,49	1,67	29,73	31,02	1,29	4,17	30,34	32,26	1,92	5,95
7	29,11	29,41	0,30	1,02	29,69	31,30	1,61	5,14	30,31	31,99	1,68	5,26
8	28,29	32,25	3,97	12,30	28,87	32,12	3,26	10,14	29,46	32,64	3,18	9,73
9	31,35	30,23	-1,12	-3,72	31,93	31,89	-0,04	-0,11	32,54	32,54	0,01	0,02
10	27,95	32,62	4,66	14,29	29,71	32,59	2,88	8,82	30,32	32,68	2,36	7,21
11	29,32	30,66	1,34	4,37	29,91	31,70	1,79	5,66	30,52	32,65	2,13	6,53
Расход азота 0,00311М л/мин, Тн = 33,10^{0}C, Тк = 34,94^{0}C на 390с												
1	34,04	34,16	0,11	0,33	34,65	34,68	0,03	0,08	35,26	35,44	0,18	0,50
2	33,95	33,62	-0,34	-1,00	34,56	34,27	-0,29	-0,85	35,17	34,83	-0,34	-0,99
3	33,40	34,28	0,88	2,57	34,02	35,08	1,06	3,03	34,62	35,98	1,36	3,78
4	34,58	33,85	-0,73	-2,15	35,19	34,39	-0,80	-2,32	35,80	35,31	-0,49	-1,38

Окончание табл.3

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
5	33,71	33,90	0,19	0,56	34,32	34,63	0,31	0,89	34,93	35,17	0,24	0,69
6	33,92	34,73	0,80	2,31	34,53	35,13	0,59	1,69	35,14	36,15	1,01	2,79
7	33,93	33,78	-0,15	-0,45	34,54	34,16	-0,38	-1,12	35,15	35,30	0,16	0,44
8	33,45	35,40	1,95	5,50	34,06	36,15	2,09	5,78	34,67	36,26	1,59	4,39
9	35,14	34,66	-0,48	-1,38	35,75	35,21	-0,54	-1,53	36,36	36,03	-0,33	-0,92
10	33,91	34,77	0,85	2,46	34,52	35,11	0,59	1,68	35,13	35,83	0,70	1,97
11	34,03	34,16	0,13	0,37	34,62	34,33	-0,29	-0,83	35,23	35,42	0,19	0,54
Расход азота 0,00489 М л/мин, Тн = 36,25^{0}С, Тк = 37,99^{0}С на 370с												
1	37,04	36,94	-0,10	-0,28	37,65	37,60	-0,05	-0,12	38,26	38,12	-0,14	-0,37
2	37,02	36,38	-0,64	-1,76	37,63	36,99	-0,63	-1,72	38,24	37,47	-0,77	-2,05
3	36,55	37,37	0,82	2,19	37,16	37,81	0,65	1,71	37,77	38,85	1,08	2,78
4	37,50	36,68	-0,83	-2,25	38,11	37,38	-0,73	-1,95	38,72	37,96	-0,76	-1,99
5	36,79	36,69	-0,10	-0,29	37,40	37,14	-0,26	-0,71	38,01	37,84	-0,16	-0,43
6	37,03	37,54	0,52	1,38	37,64	38,15	0,51	1,34	38,25	39,01	0,76	1,96
7	36,55	36,64	0,10	0,27	37,19	37,28	0,09	0,25	37,80	38,06	0,26	0,70
8	37,00	37,87	0,87	2,30	37,61	38,51	0,90	2,34	38,22	39,26	1,05	2,66
9	37,95	37,91	-0,05	-0,13	38,56	38,43	-0,13	-0,33	39,17	39,02	-0,15	-0,38
10	36,96	37,89	0,92	2,44	37,57	38,29	0,72	1,89	38,18	38,77	0,59	1,53
11	37,06	36,77	-0,29	-0,79	37,66	37,39	-0,27	-0,72	38,27	38,24	-0,03	-0,09

*) Тн – температура воды перед подогревом ванны; Тк – температура воды после гомогенизации ванны.

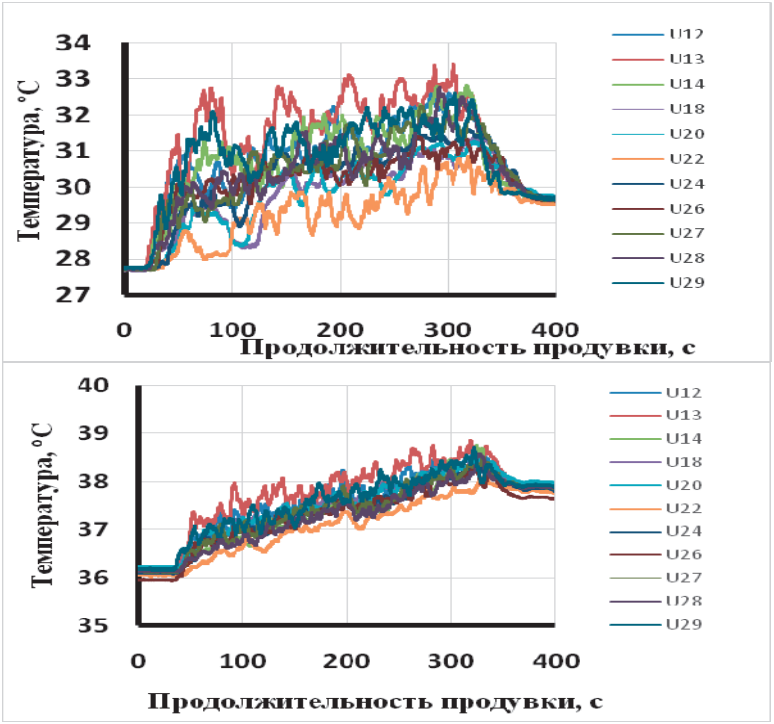
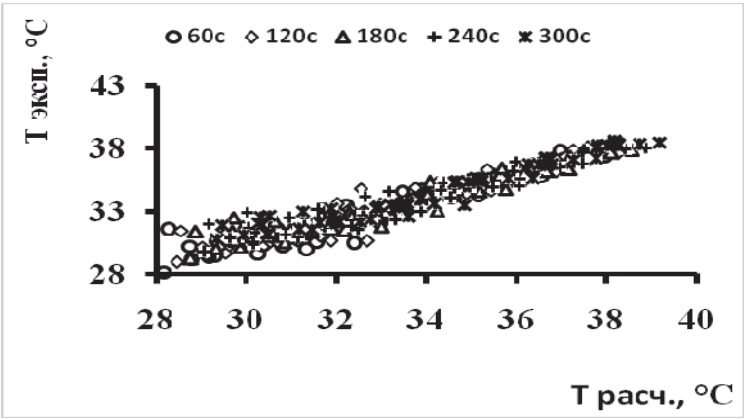


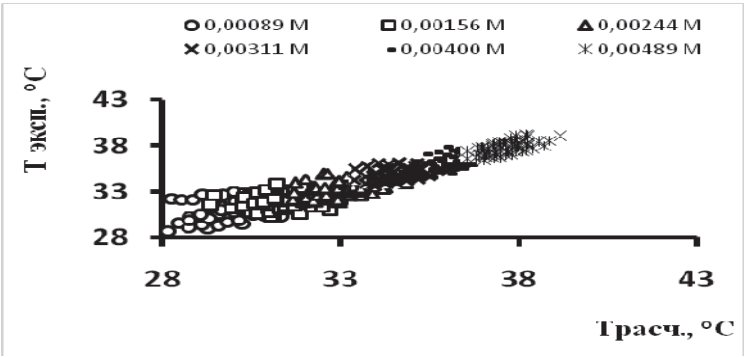
Рис.3. Изменение температуры воды при нагреве по ходу экспериментального опробования оборудования с интенсивностью продувки ванны азотом 0,00089 М (а) и 0,00489 М (б). Обозначение: цифры после U – номер канала регистрации в АЦП.

Выводы. Проведено опробование и установлена работоспособность лабораторного оборудования для физического моделирования теплового состояния водяной ковшовой ванны с усилением футеровки в БЧ емкостью 37л в процессе верхнего концентрированного нагрева с постоянной мощностью 1,1 кВт и одновременной продувкой азотом с разной интенсивностью через ассиметричную донную щелевую фурму. Результатами физического моделирования теплового состояния водяной ковшовой ванны, в целом, подтверждены соответствующие данные численных исследований и установлена достаточная их сходимость (до 14%). Показано уменьшение градиента температуры воды (с 3,11 до 1,64 ^{0}C) в изучаемых точках ванны с повышением интенсивности продувки от 0,00089 М до0,00489 М, что коррелируется с численными результатами оценки теплового состояния железоуглеродистого расплава при нагреве на УКП в промышленных ковшах КС-90 ЭСПЦ-3 ПАО «ДСС». Определено, что гомогенизация по температуре водяной ковшовой ванны наступает при-

близительно через 1-1,5 мин после окончания ее нагрева независимо от используемой интенсивности продувки азотом.



а



б

Рис.4. Соотношение экспериментальных и расчетных значений температуры воды при нагреве по ходу экспериментального опробования оборудования в разные моменты времени (а) и для различной интенсивности продувки ванны азотом (б). R^2=0,88

1. *Подготовка* оборудования для физического моделирования процессов обработки расплава в сталеразливочном ковше / В.П.Пиптюк, П.Г.Прокопенко, С.В.Греков и др.// Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб.научн.тр. – Днепропетровск: ИЧМ НАНУ. – 2014. – Вып. 28. – С.161-169.

2. *Основные* данные для численных исследований гидродинамики ванны на установках ковш-печь переменного тока разной мощности / В.П.Пиптюк, В.Ф.Поляков, И.Н.Логозинский и др.// Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Сб.научн.тр. – Днепропетровск: ИЧМ НАНУ. – 2006. – Вып.14. – С.145-153.

Статья рекомендована к печати
проф., докт.техн.наук, Чернятевичем

В.П.Піптюк, П.Г.Прокопенко, С.В.Греков, Ю.Б.Костюк, Г.О.Андрієвський

Випробування обладнання для моделювання теплових процесів обробки розплаву на установці ківш-піч

Випробувано обладнання для фізичного моделювання умов теплопереносу при нагріванні розплаву в сталерозливному ковші на установці ківш-піч та встановлено можливість проведення досліджень для перевірки результатів чисельного вивчення процесів. Результатами фізичного моделювання теплового стану водяної ковшової ванни підтверджено дані чисельних досліджень та встановлено достатню їх збіжність (до 14%).

Ключові слова: ківш-піч, сталерозливний ківш, фізичне моделювання, дослідження

V.P.Piptiuk, P.G.Prokopenko, S.V.Grekov, Iu.B.Kostiuk, G.A.Andrievskii

Testing equipment to simulate the thermal processing of the melt in the ladle furnace

Tested equipment for physical modeling of heat transfer conditions at heating the melt in the ladle at the ladle furnace and established the possibility of conducting research to verify the results of the numerical study of the processes. The results of physical modeling of the thermal state of the water bucket baths confirmed data of numerical studies and set their sufficient convergence (14%).

Keywords: ladle furnace, steel ladle, physical modeling, the study

УДК 621.771.252::621.771.251.073.8

А.А.Горбанев, П.В.Токмаков, В.Г.Раздобреев, Д.Г.Паламарь

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРЕДЕЛЬНЫХ СКОРОСТЕЙ НЕПРЕРЫВНОЙ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ПРОКАТКИ КАТАНКИ РАЗЛИЧНОГО ДИАМЕТРА ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ РЕДУКЦИОННО-КАЛИБРУЮЩЕГО БЛОКА

Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины

Целью настоящей работы является аналитическое определение максимально возможных скоростей непрерывной высокоскоростной прокатки катанки различного диаметра в редукционно-калибрующем блоке (РКБ) с учетом влияния массовых сил. Показано, что путем оптимизации деформационных режимов прокатки и передаточных коэффициентов в РКБ, возможно достижение скоростей прокатки до 200 м/с.

Ключевые слова: непрерывная прокатка, катанка, скорость, редукционно-калибрующий блок, деформационные режимы

Современное состояние вопроса. Одним из основных направлений развития производства катанки из углеродистых и высоколегированных сталей и сплавов в настоящее время является уменьшение диаметра проката с одновременным обеспечением высокого комплекса механических свойств и точности геометрических размеров. Такая продукция обеспечивает снижение затрат на переработку катанки в метизном и сталепроволочном переделах и, поэтому, будет пользоваться повышенным спросом у потребителей. Однако для обеспечения высоких технико-экономических показателей производства катанки малых диаметров необходимо повышение скоростей прокатки – вплоть до 200 м/с.

На действующих проволочных станах с традиционной компоновкой и составом оборудования при повышении скорости прокатки свыше 120 м/с резко возрастает количество аварийных ситуаций, связанных с пробуксовкой и застреванием раската в валках, возрастают простои стана и расход металла. Поэтому рабочая скорость прокатки практически не превышает 110 м/с. По этим причинам производство катанки диаметром менее 5,5 мм затруднено и становится экономически невыгодным. Такое ограничение скоростей объясняется тем, что деформационные режимы, применяемые при прокатке в чистовых блоках, и приводные линии блоков рассчитаны без учета особенностей процесса высокоскоростной прокатки, основной из которых является влияние массовых (инерционных) сил в очаге деформации. Влияние этих сил необходимо учитывать при расчетах параметров высокоскоростной прокатки катанки со скоростями более 80-100 м/с.

Целью настоящей работы является аналитическое определение максимально возможных (предельных) скоростей непрерывной высокоскоростной прокатки катанки различного диаметра в редукционно-калибрующем блоке с учетом влияния массовых сил.

Изложение основных результатов исследований. В работе [1] дана оценка влияния массовых сил и межклетьевого натяжения (подпора) на изменение положения нейтрального сечения в очагах деформации клетей проволочного блока и связанным с этим изменение соотношения зон отставания и опережения в очагах деформации клетей. Положение нейтрального сечения предлагается определять по уравнению:

$$\frac{F_H}{F_1} = \mu^{\frac{\delta-1}{2\delta}} \exp\left[\frac{\psi_1-\psi_2}{2\delta} - \frac{0{,}5\rho V_1^2}{4\delta k}\left(1-\frac{1}{\mu^2}\right)\right], \qquad (1)$$

где $F_н$ – площадь поперечного сечения раската, соответствующая нейтральному углу γ; F_1 – площадь поперечного сечения раската на выходе из данной клети; $\delta = 2f'/\alpha$ – коэффициент f' – показатель сил трения в очаге деформации; α - угол захвата; $\Psi_1 = \sigma_1/\sigma_s$ и $\Psi_0 = \sigma_0/\sigma_s$ – соответственно коэффициенты переднего и заднего натяжения; σ_1 и σ_0 – соответственно удельные переднее и заднее натяжения; k - сопротивление чистому сдвигу; ρ – плотность металла; μ – вытяжка в данной клети; α/f' – отношение угла захвата к показателю сил трения.

Первое слагаемое в квадратных скобках определяет влияние на положение нейтрального сечения межклетьевых усилий, второе – влияние массовых сил.

Для аналитических исследований в качестве базового нами принят стан 150 ОАО «Белорусский металлургический завод» (ОАО «БМЗ»).

На рис.1 показано влияние скорости прокатки катанки диаметром 5,0 мм в последней клети редукционно-калибрующего блока (РКБ) на изменение положения нейтрального сечения, определенное с учетом влияния массовых сил. Коэффициенты переднего и заднего натяжения равны нулю.

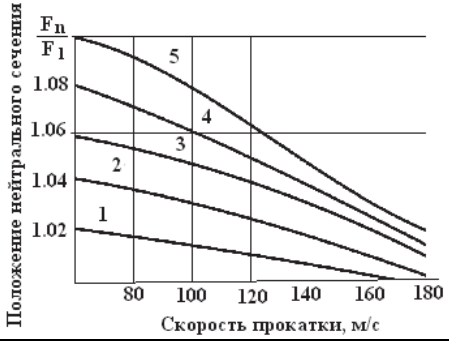


Рис.1. Влияние скорости прокатки катанки диаметром 5,0 мм на положение нейтрального сечения при различных значениях коэффициента вытяжки. *1* – μ = 1,1; *2* – 1,2; *3* – 1,3; *4* – 1,4; *5* – 1,5; α/f'= 1.

Данные, приведенные на рис.1, показывают, что увеличение скорости прокатки во всех случаях сдвигает положение нейтрального сечения в сторону выхода металла из валков, так как повышение массовых сил вследствие возрастания скорости прокатки снижает резерв втягивающих сил трения в очаге деформации. Также установлено, что с увеличением

коэффициента вытяжки в большей степени проявляется влияние массовых сил на изменение положения нейтрального сечения.

Влияние скорости прокатки на положение нейтрального сечения возрастает с увеличением отношения α/f'. Так, при отношении α/f' = 1 и коэффициенте вытяжки μ = 1,1 – резерв сил трения исчерпывается при скорости прокатки 175 м/с, а при отношении α/f'= 1,5 и том же коэффициенте вытяжки исчерпание резерва сил трения произойдет при скорости прокатки 95 м/с. На рис.2 показано влияние отношения α/f' на положение нейтрального сечения при прокатке в клетях редукционно-калибрующего блока без учета натяжений и массовых сил, а на рис.3 приведено влияние скорости прокатки с учетом массовых сил и коэффициента вытяжки на положение нейтрального сечения без учета натяжений между клетями.

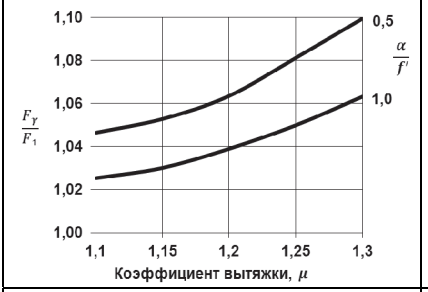


Рис.2. Влияние коэффициента вытяжки и отношения α/f' на положение нейтрального сечения в клетях РКБ без учета массовых сил

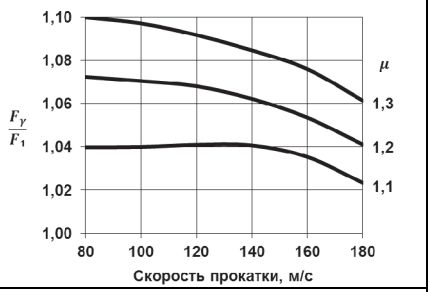


Рис.3. Влияние скорости прокатки с учетом массовых сил и коэффициента вытяжки на положение нейтрального сечения в клетях РКБ

Как показали расчеты, чем больше отношение α/f', тем меньше отношение $F_н/F_1$. С увеличением скорости прокатки возрастает влияние массовых сил и отношение $F_н/F_1$ уменьшается, особенно при скоростях более 120 м/с (см. рис.3). Чем больше вытяжка, тем сильнее влияние массовых сил.

Приравняв $F_н/F_1$ = 1, получили уравнение для расчета предельной скорости прокатки в виде:

$$V_{пр.} = \mu\sqrt{\frac{2\sigma_s\left[(\delta-1)\ln\mu+\psi_1-\psi_0\right]}{\rho\left(\mu^2-1\right)}}, \qquad (2)$$

где σ_s – сопротивление деформации; $\delta = \dfrac{2f'\cdot l\cdot d}{\Delta h}$; Δh – обжатие в клети; $l\cdot d$ – длина очага деформации.

На рис.4 показана зависимость предельной скорости прокатки в редукционно-калибрующем блоке от коэффициента вытяжки μ и отношения угла захвата к показателю сил трения.

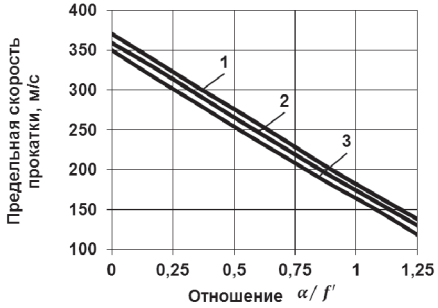


Рис.4. Влияние коэффициента вытяжки и отношения α/f' на предельную скорость прокатки в РКБ без учета влияния натяжения и массовых сил.
1 – μ = 1,3; 2 – μ = 1,2; 3 – μ = 1,1

Чем больше вытяжка, тем больше достигаемая предельная скорость прокатки. Это связано с увеличением резерва втягивающих сил трения в очаге деформации, кривые 1 и 2 относятся к редуцирующим клетям, 3 – к калибрующим клетям РКБ. С увеличением угла захвата и снижением показателя сил трения (увеличение отношения α/f') резерв втягивающих сил трения уменьшается, что приводит к снижению предельной скорости прокатки. Так, при α/f'= 1,25 и вытяжке, равной 1,1, которая применяется в калибрующих клетях, предельная скорость прокатки составляет 120 м/с, поэтому прокатка в калибрующих клетях ведется с малыми обжатиями и углами захвата. При α/f'= 0,5 предельная скорость прокатки превышает 300 м/с.

Чем больше заднее натяжение ψ_0, и передний подпор ψ_1, тем меньше предельная скорость прокатки (см. рис.5).

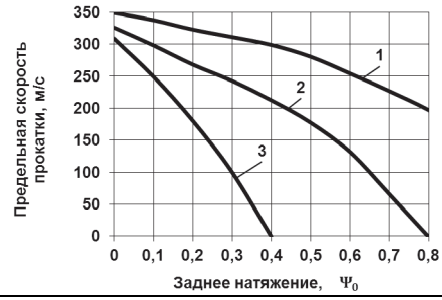


Рис.5. Влияние заднего натяжения и коэффициента вытяжки на предельную скорость прокатки в РКБ.
1 – μ = 1,5; 2 – μ = 1,3; 3 – μ = 1,1.

Уменьшение диаметра валков увеличивает угол захвата и отношение α/f', что снижает предельную скорость прокатки в РКБ. В существующих конструкциях РКБ калибрующие клети имеют малый диаметр валков (140-150 мм), что повышает устойчивость раската при прокатке катанки малых диаметров (4,0-5,0 мм), в связи с уменьшением расстояния от переднего конца раската до оси, соединяющей центры валков, т.е. до сечения выхода катанки из очага деформации. Применяемые вытяжки в ка-

либрующих клетях также небольшие $\mu \le 1{,}1$, что также повышает устойчивость раската и дает возможность прокатывать катанку малых диаметров со скоростями более 150 м/с. При этом конструкция общего редуктора РКБ и передаточные числа от электродвигателя к валкам должны обеспечивать прокатку с минимальными задним натяжением или передним подпором. Чем больше вытяжка, тем больше предельная скорость прокатки. Так, при α/f'=1,0 увеличение коэффициента вытяжки от 1,1 до 1,3 увеличивает $V_{пр.}$ от 165 до 200 м/с, при этом с увеличением отношения α/f' влияние вытяжки на предельную скорость прокатки уменьшается. Во всем диапазоне изменения α/f' в РКБ зависимость $V_{пр.} = \Phi(\mu)$ близка к линейной.

Увеличение диаметра прокатываемой катанки при прочих равных условиях уменьшает предельную скорость прокатки в РКБ. Чем больше сопротивление деформации прокатываемой стали σ_s, тем выше предельная скорость прокатки, при этом влияние σ_S на $V_{пр.}$ практически не зависит от отношения α/f' и мало зависит от коэффициента вытяжки. Влияние сопротивления деформации на предельную скорость прокатки объясняется уменьшением отношения плотности к σ_S при прокатке более прочных материалов. Так, при прокатке коррозионностойкой стали Х18Н10Т предельная скорость прокатки в 1,2 раза выше, а при прокатке быстрорежущей стали Р18 – в 2 раза выше, чем при прокатке стали 80. Понижение температуры прокатываемой стали повышает сопротивление деформации и предельную скорость прокатки даже при тех же условиях трения в очаге деформации. Достижение предельной скорости прокатки более вероятно в случае прокатки мягких сталей при высокой температуре.

В таблице приведены расчетные параметры прокатки катанки диаметром 4,5 мм из стали 80 в редукционно-калибрующем блоке фирмы Морган, установленном на стане 150 ОАО «БМЗ».

Таблица. Предельные скорости прокатки в РКБ фирмы Морган, установленном на проволочном стане 150 ОАО «БМЗ» при прокатке катанки диаметром 4,5 мм из стали 80. Диаметр раската на входе в РКБ d_0=5,6 мм.

№ клети РКБ	Диаметр валков, мм	Площадь сечения на выходе F_1, мм^2	Обжатие Δh, мм	Коэфф. вытяжки μ	Угол захвата α, рад	Степень деформ. ε	Длина очага деформ. $l \cdot d$, мм	δ	Предел. скорость прокатки $V_{пр.}$, м/с
31	205	21,1	1,72	1,161	0,13	0,137	13,3	4,6	137
32	205	18,7	2,5	1,128	0,157	0,135	16,0	3,8	195
33	142	17,3	0,64	1,081	0,096	0,108	6,7	6,3	170
34	142	16,4	0,23	1,055	0,057	0,051	4,04	9,0	216

При выводе уравнения для расчета предельной скорости прокатки в редуцирующих и калибровочных клетях РКБ нами принят закон сил тре-

ния по Э. Зибелю, аналогично при- нятому М. Я. Бровманом [4], В. Н. Выдриным [6] и многими другими авторами [2]. Положение нейтрального сечения при деформации металла в РКБ рассчитано с учетом влияния массовых сил и продольных усилий между клетями [5; 7].

Сопротивление металла при высокоскоростной прокатке в редукционно-калибрующем блоке проволочного стана ОАО «БМЗ» принято по результатам экспериментальных исследований, изложенных в работе [1]. Показатель сил трения рассчитан по формуле $f' = p_{ср.} / f$, где f – коэффициент трения на поверхности контакта металла с валками, рассчитан по Экелунду для установившегося процесса с учетом скорости прокатки. Расчеты показали, что показатель сил трения при прокатке в редукционно-калибрующем блоке можно принимать равным 0,3.

Предельные скорости прокатки, приведенные в табл. 1 рассчитаны исходя из резерва сил трения в очаге деформации. В редуцирующих клетях РКБ (клети № 31 и 32) предельные скорости составляют 137…195 м/с, в калибрующих клетях (клети № 33 и 34) составляют 170…216 м/с. Такие скорости обеспечиваются резервом втягивающих сил трения в клетях РКБ, поэтому и обеспечивается стабильность процесса прокатки в существующих конструкциях РКБ. Для обеспечения стабильности установившегося процесса при скоростях 200 м/с и более, необходимо изменение калибровки валков РКБ и системы привода клетей с целью минимизации продольных усилий натяжения и подпора между клетями, т. е. потребуется корректировка передаточных чисел общего редуктора РКБ.

В связи с высокими скоростями прокатки, достигаемыми в клетях РКБ, возрастает влияние массовых сил (влияние динамического эффекта). Так, при скорости 120 м/с в последней клети десятиклетьевого блока стана 150 ОАО «БМЗ» работа на преодоление массовых сил составляет около 40% работы, затрачиваемой на пластическую деформацию металла. Продольное напряжение, создаваемое массовыми силами, изменяется от нуля до максимального значения на выходе металла из валков. Влияние динамического эффекта в некоторых случаях может приводить к разрыву полосы вблизи плоскости выхода металла из очага деформации, поэтому предельная скорость прокатки должна учитывать опасность разрыва полосы в очагах деформации РКБ.

Для исследования характера воздействия динамического эффекта на прокатываемую полосу в деформационной зоне и сравнения возникающего продольного напряжения от действия массовых сил с механическими свойствами металла используется коэффициент напряжения массовых сил:

$$K_{нм} = \frac{\rho}{\sigma_s}\left(\frac{\mu+1}{2\cdot\mu}\right)\cdot V_1^2\cdot\ln\mu\,. \qquad (3)$$

Отношение ρ/σ_S характеризует физико-механические свойства металла, в случае прокатки углеродистой стали при температуре 1000^0C отношение $\rho/\sigma_S = 3{,}75\text{x}10^{-5}$ с^2/м^2.

Анализ выражения (3) показывает, что опасность разрыва раската под действием массовых сил появляется, когда коэффициент $K_{нм}$ равен 1.

На рис.6 приведена зависимость предельной скорости прокатки углеродистой стали в клетях РКБ, исходя из условия разрыва раската в сечении выхода металла из очага деформации в результате действия массовых сил.

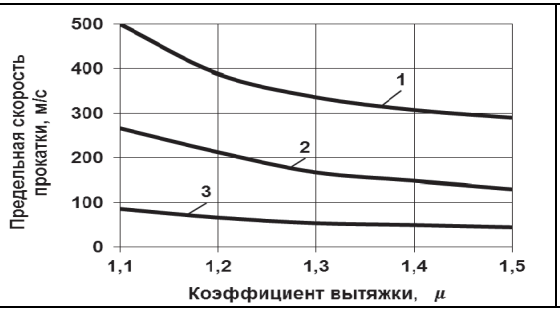


Рис.6. Скорость прокатки, приводящая к разрыву раската в результате динамического эффекта

При реальных вытяжках, применяемых в редукционно-калибрующих блоках, скорости прокатки, при которых происходит разрыв металла вблизи выхода раската из очага деформации выходят далеко за пределы возможных скоростей прокатки, т.е. реальных ограничений по механическим свойствам для различных сталей нет.

Выводы. Разработаны рекомендации по повышению скорости прокатки катанки Ø4,5-5,0 мм в редукционно-калибровочных блоках непрерывного проволочного стана с учетом влияния массовых сил. Показано, что путем оптимизации деформационных режимов прокатки и передаточных коэффициентов в РКБ, возможно достижение скоростей прокатки до 200 м/с.

1. *Нейтральный* угол и опережение при высокоскоростной прокатке в чистовых блоках проволочных станов / А.А.Горбанев, В.В.Филиппов, С.М.Жучков и др. // Литье и металлургия. – 2001. – №4. – С. 113-118.
2. *Грудев А.П.* Внешнее трение при прокатке. – М.: Металлургия, 1973. – 288 с.
3. *Целиков А.И.* Теория расчета усилий в прокатных станах. – М.: Металлургиздат, 1962. – 494 с.
4. *Бровман М.Я.* Применение теории пластичности в прокатке. – М.: Металлургия, 1966. – 245 с.
5. *О массовых* силах в зонах деформации при прокатке на современных проволочных и мелкосортно-проволочных станах / В.В.Филиппов, А.А.Горбанев, В.А.Тищенко и др. // Литье и металлургия. – 2001. – №3. – С. 75-78.

6. *Процесс* непрерывной прокатки. / В.Н.Выдрин, А.С.Федосиенко, В.И. Крайнов. – М.: Металлургия, 1970. – 456 с.
7. *Исследования* сопротивления деформации при высокоскоростной прокатке / А.А.Горбанев, Д.А.Деркач, Б.Н.Колосов и др. //Сталь. – 1977. – №12. – С.36-37.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук И. Ю. Приходько

А.О.Горбаньов, П.В.Токмаков, В.Г.Раздобрєєв, Д.Г.Паламар

Визначення граничних швидкостей безперервної високошвидкісного прокатування катанки різного діаметру з використанням редукційно-калібровального блоку

Метою даної роботи є аналітичне визначення максимально можливих (граничних) швидкостей безперервного високошвидкісного прокатування катанки різного діаметру у редукційно-калібровальному блоці (РКБ) з урахуванням впливу масових сил. Показано, що шляхом оптимізації деформаційних режимів прокатування та передавальних коефіцієнтів в РКБ, є можливість досягнення щвидкостей прокатування до 200 м/с.

Ключові слова: високошвидкісне безперервне прокатування, катанка, гранична швидкість, редукційно-калібровальний блок

A.A.Gorbanev, P.V.Tokmakov, V.G.Razdobreev, D.G.Palamar

Definition of speed limits continuous high-speed rolling of wire of a various diameter at use reducucing-calibration of the block

The purpose of the present job is the analytical definition of the greatest possible (limiting) speeds continuous high-speed rolling of wire of a various diameter in reducucing-calibration the block (RCB) in view of influence of mass forces. Is shown, that by optimization deformation of modes rolling and transfer factors in RCB, the achievement of speeds прокатки up to 200 m/s is possible.

Keywords: high-speed continuous rolling, wire rod, limiting speed, reducing-sizing unit

УДК 669.18.046.518:621.746.27М

В.М.Полещук [1], В.Л.Бровкин [2]

ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ НЕПРЕРЫВНОГО СЛИТКА С ЖИДКОЙ СЕРДЦЕВИНОЙ НА КРИВОЛИНЕЙНЫХ МНЛЗ

[1] Ассоциация научных организаций горно-металлургического комплекса Украины
[2] Национальная металлургическая академия Украины

Разработана схема физической модели очагов деформации на криволинейных участках технологической линии МНЛЗ. Показана необходимость учета деформированного состояния слитка с жидкой сердцевиной при его перемещении на участках с переменной кривизной траектории. Предложен аналитический аппарат для расчета показателей деформированного состояния непрерывного слитка с жидкой сердцевиной на критически важных участках технологической линии МНЛЗ.

Ключевые слова: криволинейная МНЛЗ, слиток с жидкой сердцевиной, деформированное состояние, расчет

Современное состояние вопроса. Уровень совершенства технологии непрерывной разливки и оптимальность параметров конструктивных элементов МНЛЗ во многом определяются выбранной физической моделью процесса разливки. В свою очередь качество физической модели зависит от того, насколько точно используемый аналитический аппарат отражает основные физические свойства реального технологического процесса. В фундаментальном труде коллектива проектантов и исследователей «Уралмаш-ПО» [1] отмечено, что известные к настоящему времени физические модели процесса разливки далеки от совершенства и позволяют только лишь оценить закономерности изменения деформированного состояния непрерывнолитого слитка в технологической линии МНЛЗ. О главном показателе технологии – качестве готовой продукции, можно судить только по результатам эксплуатации.

Прямым подтверждением такого вывода может служить тот факт, что большинство ключевых параметров процесса разливки и конструктивных решений МНЛЗ получают из эмпирических зависимостей, а не из аналитического описания физической модели [1]. В связи с этим совершенствование существующих и разработка новых физических моделей процесса деформации непрерывного слитка является актуальной темой для теории и практики непрерывной разливки.

При разработке новой физической модели исследуемого процесса или выборе из существующих моделей прежде всего необходимо определиться с параметрами, значимо влияющими на область существования исследуемой технологии. Применительно к процессу разливки на криволинейных МНЛЗ одним из значимых показателей технологии является качество готовой продукции. Появление признаков нарушения сплошности на поверхности или внутри слитка свидетельствует о выходе исследуемого варианта технологии за допустимые пределы области его существования.

Главной особенностью технологии разливки на криволинейных МНЛЗ является деформирование слитка с жидкой сердцевиной. В этих условиях важно определиться с критериями, характеризующими область существования такой технологии. В соответствии с аксиомой Сен-Венана деформируемость или способность сплошной среды не разрушаться в процессе выполнения технологической операции прямо зависит от величины относительного удлинения (укорочения) ε. Такая зависимость однозначна для простейших схем деформированного состояния – растяжения, сжатия и изгиба [2]. Было установлено, что разрушение (нарушение сплошности) не наступает до тех пор, пока относительное удлинение, определяемое из опытов на растяжение, не достигает критического значения, характерного для данного материала в заданных условиях.

По многочисленным публикациям известны результаты прямых и опосредованных экспериментов по определению критических значений относительной деформации, превышение которых приводит к возникновению дефектов на поверхности или в закристаллизовавшейся части непрерывнолитого слитка [3]. Из основ механики сплошной среды известно несколько вариантов количественной оценки величины относительной деформации. Чаще всего исследователи используют показатель Коши:

$$\varepsilon = \frac{\ell_к - \ell_0}{\ell_0}, \qquad (1)$$

где ℓ_0, $\ell_к$ – начальный и конечный размер деформируемого тела.

Показатель Коши не обладает свойством аддитивности [2], что вносит определенные ограничения по его применению. Главным ограничением является нелигитимность представления деформированного состояния сплошной среды в виде дискретных схем (частная относительная деформация, деформация в точках загиба (разгиба), деформация в пределах шага роликов рольганга и др.).

Постановка задачи. Применительно к задаче аналитического описания области существования технологии загиба и разгиба непрерывнолитого слитка сказанное выше означает, что для оценки уровня использования пластических свойств деформируемого тела необходимо и достаточно определить величину относительной деформации, накопленной (аккумулированной) телом за весь период деформации. Для случая неоднородной деформации величину относительной деформации исследуемой материальной частицы оценивают как накопленную на всей траектории ее перемещения в поле очага деформации. Здесь и далее под очагом деформации будем понимать закристаллизовавшуюся часть непрерывнолитого слитка, где изменяются взаимные расстояния между материальными частицами сплошного тела, но при этом сплошность самого тела не нарушается [2].

Изложение основных материалов исследования. На рис. 1 показана предлагаемая схема очага деформации в зоне разгиба. Основными компо-

нентами очага деформации являются поверхность максимальной кривизны, линия сопряжения радиального и криволинейного участков на входе в очаг деформации, а также сопряжения криволинейного и прямолинейного участков на выходе из него. Нижнюю границу очага деформации образует фронт кристаллизации A_0E_0. Фронт кристаллизации - граница между металлом в твердожидком и твердом состоянии, причем металл в твердом состоянии соответствует критериям феноменологического подхода и может быть назван «сплошной средой» [2].

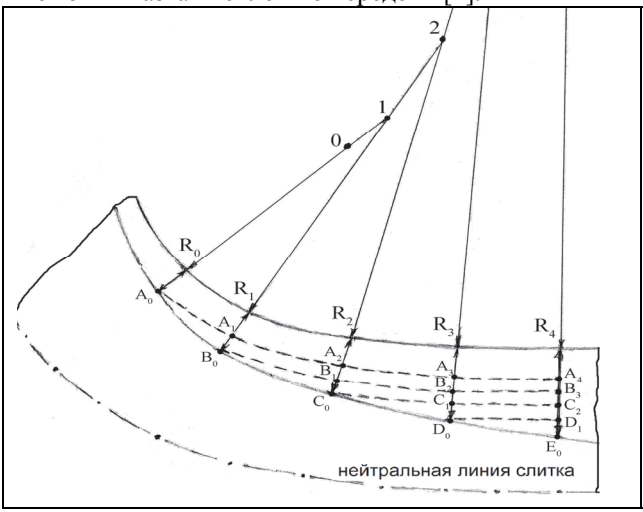


Рис.1. Схема очага деформации при разгибе непрерывнолитого слитка с жидкой сердцевиной

Таким образом, фронт кристаллизации – это место возникновения материальных частиц, образующих закристаллизовавшуюся часть тела непрерывного слитка. Здесь начало траекторий их перемещения (пунктирные линии A_0 - A_4, B_0 - B_3 и т.д.). Фронт кристаллизации в очаге деформации расположен под углом к поверхности слитка, величина которого зависит от скорости разливки и скорости охлаждения внутренних слоев слитка. Отметим важное свойство фронта кристаллизации – каждая последующая материальная частица имеет траекторию отличную от траектории предыдущей частицы, а также иные исходные параметры. Указанное свойство фронта кристаллизации в совокупности с несовпадением его вектора с траекториями материальных частиц в очаге деформации ставит под вопрос легитимность приема суммирования относительной деформации вдоль фронта кристаллизации [4].

Обратимся к упрощенной схеме очага деформации показанной на рис. 2. Несомненно, что в момент образования любой материальной частицы на линии фронта кристаллизации показатель уровня ее деформации равен нулю: $\varepsilon_{ф.к.} = 0$. Следовательно суммарная величина относитель-

ной деформации всех материальных частиц образующих фронт кристаллизации также равна нулю.

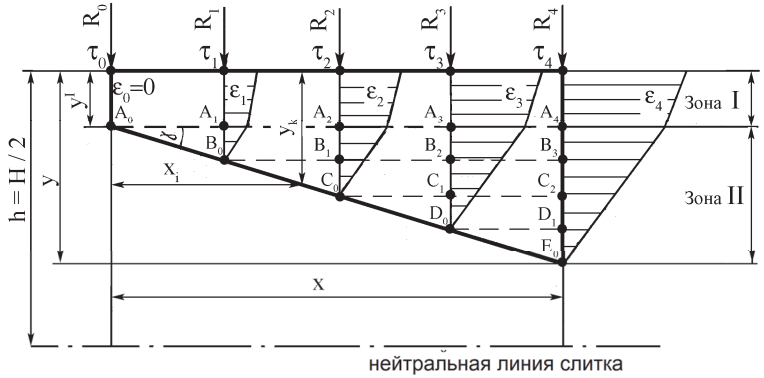


Рис.2. Эпюры текущей и итоговой относительной деформации в очаге деформации при разгибе слитка

Еще одним формальным доказательством неправомерности суммирования показателя деформации $"\varepsilon"$ вдоль фронта кристаллизации является формула расчета относительной деформации k-го слоя, расположенного на расстоянии y_k от поверхности разгибаемого слитка [5]:

$$\varepsilon = \frac{h - y_k}{R_0 + y_k} - \frac{h - y_k}{R_i + y_k}, \qquad (2)$$

где $h = \frac{H}{2}$ – полутолщина слитка (H – толщина слитка);

y_k – расстояние от поверхности слитка до k-го слоя;

R_0 – радиус кривизны исследуемого слоя в начале процесса разгиба $(\tau_0 = 0)$;

R_i – радиус кривизны исследуемого слоя в i-й (τ_i) момент времени.

Из формулы (2) следует: если исследуемый слой не находится на поверхности слитка $(y_k \neq 0)$, то для всех стадий разгиба этого слоя в расчете участвует только один параметр, характеризующий положение слоя в очаге деформации – y_k.

Кроме того, формула (2) однозначно свидетельствует о важной характеристике деформированного состояния слитка – неоднородности дефор-

мации как по высоте, так и по длине очага деформации. Известно, что неоднородность деформации выражается в том, что тензор и положение ее главных осей являются функциями координат деформируемого тела [2]. Функциональная связь относительной деформации "ε" в поле очага деформации с параметрами, изменяющимися как вдоль очага деформации (R_i), так и по его высоте (y_k), подтверждает сказанное выше:

$$\varepsilon = f(R_i, y_k). \qquad (3)$$

Указанное свойство неоднородности деформированного состояния очага деформации графически подтверждается характером изменения эпюр величины относительной деформации по высоте слитка при его перемещении во времени от входа в очаг деформации и до выхода из него (рис. 2), где

$$\tau_0 < \tau_1 < \tau_2 < .... < \tau_i < \tau_{max}. \qquad (4)$$

Учитывая сложность деформированного состояния в очаге деформации, введем условное его структурирование:

– зона I – участок очага деформации, где, к моменту входа в него, металл полностью закристаллизовался и соответствует характеристикам сплошной среды;

– зона II – участок очага деформации, где по завершению процесса кристаллизации и образованию сплошной среды, она подвергается пластической деформации.

В соответствии с предложенным структурированием последовательно рассмотрим особенности деформированного состояния в каждой из зон.

При аналитическом описании процесса деформации слитка с жидкой сердцевиной принимаем, что процесс разливки – стационарный процесс. Кроме того, для обеспечения стыковки процессов, происходящих в очаге деформации, и визуализации их последовательности вводим систему координат $\varepsilon = f(\tau, y)$, где «τ» – продолжительность исследуемого процесса, а «y» – расстояние от поверхности слитка до траектории перемещения исследуемой материальной частицы в очаге деформации. Начало координат (τ = 0, y = 0) находится на пересечении линии поверхности слитка и линии входа в очаг деформации.

Дополнительно отметим некоторые существенные особенности выделенных зон очага деформации.

Прежде всего о параметрах, связанных с временем. В зоне I деформация всех слоев начинается и завершается одновременно, т.е. продолжительность процесса деформации одинакова и не зависит от положения слоя относительно поверхности слитка. В зоне II с увеличением расстояния между поверхностью слитка и траекторией перемещения исследуемой материальной частицы продолжительность деформации сокращается от

$\tau_{\Sigma}^{II} = \tau_{\Sigma}^{I} = \max$ на линии сопряжения I и II зон до $\tau_{\Sigma}^{II} = 0$ в точке E_0 (см. рис. 2). Если деформация всех материальных частиц, образующих фронт кристаллизации начинается в разное время, то завершается она одновременно на линии сопряжения криволинейного и прямолинейного участков технологической линии МНЛЗ. Учитывая указанные выше различия I и II зон стыковку их будем выполнять по единому для этих зон параметру – времени начала и текущей продолжительности исследуемых процессов.

Зона I:

Считаем целесообразным выделить в зоне I поверхностный слой, поскольку на входе в очаг деформации он имеет максимальную кривизну и, соответственно, в процессе разгиба испытывает максимальную деформацию. По этой причине в некоторых физических моделях главным объектом исследований принят поверхностный слой.

При разгибе поверхностный слой слитка (y = 0) изменяет свою кривизну от $\frac{1}{R_0} = \max$ до 0. Соответственно величина относительной деформации поверхностного слоя изменяется от $\varepsilon_0^n = 0$ на входе в очаг деформации до $\varepsilon_{\Sigma}^n = \max$ на выходе из очага деформации.

Если проследить за любой материальной частицей на поверхности слитка от входа до выхода из очага деформации, то при непрерывном процессе деформации показатель относительной деформации в каждый последующий момент времени будет больше, чем в предыдущий. Этот эффект накопления деформации в сплошной среде предопределен аксиомой механики сплошной среды об использовании ресурса пластичности деформируемого материала [2].

С учетом вышеприведенного запишем формулу для расчета текущей величины относительной деформации поверхностного слоя

$$\varepsilon_k^n = \frac{h}{R_0} - \frac{h}{R_i}, \qquad (5)$$

где R_0 – базовый радиус технологической линии МНЛЗ; R_i – текущее значение радиуса кривизны поверхности слитка в очаге деформации в момент времени $\tau_i > \tau_0$; h – расстояние от нейтральной линии слитка до его поверхности.

Итоговая величина относительной деформации поверхностного слоя равна

$$\varepsilon_k^n = \frac{h}{R_0}. \qquad (6)$$

При переходе к подповерхностным слоям $\left(y_k \neq 0\right)$ текущая и суммарная величина относительной деформации уменьшается (см. формулу (2)). Так же как и в поверхностном слое в подповерхностных слоях на входе в очаг деформации $\varepsilon_{0,k}^I = 0$, а на выходе накопленная относительная деформация максимальна: $\varepsilon_{\Sigma,k}^I = \max$.

Основываясь на (2) запишем формулу для вычисления текущего значения относительной деформации k-го слоя зоны I на участке разгиба:

$$\varepsilon_{\tau_i,k}^I = \frac{h - y_k}{R_0 + y_k} - \frac{h - y_k}{R_i + y_k}. \qquad (7)$$

Итоговая величина деформации k-го слоя:

$$\varepsilon_{\Sigma,k}^I = \frac{h - y_k}{R_0 + y_k}, \qquad (8)$$

Зона II:

Объем зоны II очага деформации сверху ограничен линией сопряжения зоны I и зоны II A_0A_4 (см. рис. 2). Нижнюю границу образует фронт кристаллизации A_0E_0. В целом зона II имеет вид треугольника, где третью сторону образует линия сопряжения очага деформации с прямолинейным участком технологической оси МНЛЗ.

Основные особенности зоны II таковы: участок фронта кристаллизации в пределах очага деформации формируется из материальных частиц на протяжении всего времени прохождения слитком очага деформации. Угол между линией фронта кристаллизации и траекториями материальных частиц, образующихся на фронте кристаллизации, определяется соотношением скорости разливки $v_{разл}$ и скорости охлаждения (кристаллизации) металла слитка

$$\gamma = arctg\left(\frac{v_{охл.}}{v_{разл.}}\right). \qquad (9)$$

Такой механизм кристаллизации приводит к тому, что каждая последующая материальная частица, образующаяся на фронте кристаллизации, имеет свою индивидуальную траекторию перемещения в очаге деформации. Это также означает, что каждый слой зоны II имеет свое индивиду-

альное время начала деформации $\tau_{0,k}^{II}$, свою индивидуальную продолжительность деформации $\tau_{деф,k}^{II}$ и свой индивидуальный исходный радиус кривизны траектории $R_{0,k}^{II}$.

Отмеченные особенности зоны II позволяют предложить в качестве механизма стыковки процессов деформации зон I и II следующее соотношение

$$\tau_i = \tau_{0,k}^{II}, \qquad (10)$$

где τ_i – текущее значение времени пребывания материальной частицы в очаге деформации; $\tau_{0,k}^{II}$ – начало отсчета времени деформации материальной частицы k-го слоя зоны II.

Такой подход позволяет рассчитать для каждого момента времени τ_i исходные координаты материальной частицы k-го слоя на фронте кристаллизации

$$x_i^{ф.к} = v_{разл} \cdot \tau_i; \qquad (11)$$

$$y_k^{ф.к} = v_{охл} \cdot \tau_i + y^I, \qquad (12)$$

где y^I – толщина закристаллизовавшейся корочки зоны I.

Таким образом, для вычисления текущего значения относительной деформации k-го слоя зоны II на участке разгиба можно предложить следующую формулу

$$\varepsilon_{\tau_i,k}^{II} = \frac{h - y_k^{ф.к}}{R_i + y_k^{ф.к}} - \frac{h - y_k^{ф.к}}{R_{i+1} + y_k^{ф.к}}. \qquad (13)$$

Итоговое значение относительной деформации k-го слоя зоны II равно:

$$\varepsilon_{\Sigma,k}^{II} = \frac{h - y_k^{ф.к}}{R_i + y_k^{ф.к}}. \qquad (14)$$

Остается открытым вопрос о функции $R = f(\tau)$ или при постоянной скорости разливки $R = f(x)$. Принципиально возможны 2 варианта его разрешения. Первый – использовать стандартную кривую, отвечающую условиям легитимной стыковки ее с радиальным и прямолинейным участком технологической оси МНЛЗ. Второй, более сложный – разработать индивидуальную кривую, отвечающую требованиям бездефектной технологии в сочетании с минимизацией габаритов оборудования.

Первый вариант был реализован ««Уралмашем» на слябовой МНЛЗ НТМК в виде кривой «клотоида». Второй вариант был также реализован «Уралмашем» на последующих МНЛЗ, для чего была использована кривая с фирменным названием «уралмашоида» [1].

Выводы

1. Разработана схема анализа деформированного состояния непрерывнолитого слитка с жидкой сердцевиной на участках с переменной кривизной технологической линии МНЛЗ. В основу схемы положены ключевые аксиомы и понятия механики сплошной среды.

2. Предложен аналитический аппарат расчета деформированного состояния слитка с жидкой сердцевиной на критически важных участках технологической линии МНЛЗ.

3. В процессе анализа более детализованной схемы очага деформации установлено два принципиально важных факта:

- деформированное состояние в очаге деформации (имеет все признаки) неоднородное, а потому с позиций механики сплошной среды поиск режима равномерной деформации при разгибе (загибе) слитка неправомерен;

- фронт кристаллизации не может быть использован в физической модели очага деформации, как объект, характеризующий деформированное состояние слитка с жидкой сердцевиной при его перемещении на участках с переменной кривизной траектории.

1. *Машины* непрерывного литья заготовок. / Л.В.Буланов, Л.Г.Корзунин, Е.П. Парфенов и др. – Казань: Марат, 2003. – 319 с.
2. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением. – Харьков: Вища школа. – 1981. – 248 с.
3. *Полещук В.М., Бровкин В.Л., Мушенков Ю.А.* Анализ физических моделей процесса разгиба слитка в криволинейных МНЛЗ. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2014. – № 1. – С.45–51.
4. *А.С. № 349238.* Установка непрерывной разливки металла / Е.Ю.Гельфенбейн, С.Е.Карлинский, В.М.Нисковских и др. // Опубл. 05.05.74. – Бюл. № 17.
5. *Энергосиловые* параметры установок непрерывной разливки стали. / М.Я.Бровман, Е.В.Сурин, В.Г.Грузин и др. – М.: Металлургия, 1969. – 280 с.

Статья рекомендована к печати
канд.техн.наук Л.Г.Тубольцевым

В.М.Полещук, В.Л.Бровкін

Деформований стан безперервного злитку з рідкою серцевиною на криволінійних МБЛЗ

Розроблено схему фізичної моделі осередку деформації на криволінійних ділянках технологічної лінії МБЛЗ. Показано необхідність обліку деформованого стану злитка з рідкою серцевиною під час його переміщення на ділянках зі змінною кривизною траекторії. Запропоновано аналітичний апарат для розрахунку показників деформованого стану безперервного злитка з рідкою серцевиною на критично важливих ділянках технологічної лінії МБЛЗ.

Ключові слова: криволінійна МБЛЗ, злиток з рідкою серцевиною, деформований стан, розрахунок

V.M.Poleschuk, V.L.Brovkin

Strain state continuous ingot liquid core in the curved continuous casting machine

Scheme of a physical model of the deformation zone on the curved portion of the line caster developed. Made keeping deformed state with the liquid core of the ingot as it moves on path sections with variable curvature. Showed analytical apparatus for calculating the indices of the deformed states of the continuous billet with a liquid core in the critical areas of the process line casters.

Keywords: curved caster, ingot with liquid core, deformation, settlement

УДК 629.4:629.1.036:005

В.М.Кузьмичёв, О.Н.Перков

АНАЛИЗ УСЛОВИЙ РАБОТЫ КОЛЁСНЫХ ЦЕНТРОВ ДЛЯ ЛОКОМОТИВОВ

Институт черной металлургии им. З.И.Некрасова НАН Украины

Выполнен анализ современных условий эксплуатации и требований, предъявляемых к локомотивным центрам. Показано, что для обеспечения надёжности центров локомотивных колёс определяющими являются не только характеристики его конструктивной прочности, но и параметры усталостной прочности металла, обеспечивающие живучесть колеса.

Ключевые слова: центры локомотивных колес, нагрузки в процессе работы, надежность.

Состояние вопроса. Современное состояние экономики Украины вызывает необходимость в дальнейшем развитии железнодорожного транспорта с целью удовлетворения потребностей народного хозяйства и населения в перевозках, повышении эффективности его работы. Важным направлением в решении этих задач является модернизация тягового состава, повышение надёжности и долговечности деталей его наиболее нагруженных и наиболее ответственных узлов. В условиях роста грузонапряжённости железных дорог и повышения скоростей движения поездов большое значение приобретает обеспечение прочности и долговечности колёс локомотивов, увеличение гарантийного срока их службы.

Исходя из таких задач, потребуются эффективные конструкции элементов колёсных пар и новые марки стали для них, в том числе и хладостойкие, для работы в условиях низких температур. Отечественный и зарубежный опыт показывает, что, наряду с другими, это направление научно-технических разработок обеспечит надёжную и высокоэффективную работу железнодорожного транспорта в усложнившихся условиях эксплуатации.

Современные условия эксплуатации и требования, предъявляемые к локомотивным центрам. На железных дорогах Украины под локомотивами эксплуатируются составные колёса, состоящие из колёсного центра и насаженного на него бандажа. Диаметр колёс большинства тепловозов 1050 мм, диаметр колёс электровозов 1250 мм, диаметр колёсных центров соответственно 900 и 1070 мм.

Колёсный центр, как соединительное звено между осью и бандажом колеса, представляет собой конструктивный элемент, от поведения которого в большой степени зависит надёжность рельсового движения. Ему приходится работать в сложных условиях действия высоких циклических нагрузок, пиковых фактических напряжений, возникающих при ударно-импульсном характере нагрузок в момент соударения колеса с

рельсом при высоких скоростях движения, отрицательных температурах окружающей среды, в условиях применения тяжёлых типов рельсов и железобетонных шпал.

Отличие нагрузок, действующих на колесный центр локомотива от нагрузок, действующих на вагонное колесо. Следует отметить, что в процессе эксплуатации центр локомотивного колеса подвергается целому ряду специфических нагрузок, часть из которых не присуща вагонным колёсам. Основные нагрузки следующие:

- Вертикальная нагрузка от веса локомотива, передаваемая на ось колёсной пары через рессоры, демпфирующие динамические нагрузки (подрессоренная масса);
- Вертикальная нагрузка от веса неподрессоренных масс локомотива (колесной пары, буксовых узлов и части массы тягового электродвигателя или осевого редуктора), передаваемая непосредственно на ось колёсной пары и динамически воздействующая непосредственно на колесо и рельс;
- Динамические нагрузки, вызванные ускорениями подрессоренных масс кузова и тележки, а также от неподрессоренных масс колесной пары, буксовых узлов и части массы тягового электродвигателя;
- Боковые нагрузки на гребень, возникающие при направлении движения колеса в рельсовой колее и при обеспечении вписывания локомотива в кривые при поворотах, передающиеся на диск центра через прессовую посадку бандажа;
- Удары от стыков, неровностей пути и направляющих сил, возникающих при движении локомотива.
- Нагрузки, возникающие при насадке центра на ось колёсной пары;
- Нагрузки, возникающие при насадке шестерни привода на ступицу колёсного центра;
- Нагрузки, возникающие при насадке бандажа на колёсный центр;
- Крутящий момент, нагружающий колесный центр при реализации локомотивом тягового усилия или при торможении;
- Нагрузки на диск, возникающие при передаче тягового усилия локомотива непосредственно на диск центра;
- Дополнительные боковые нагрузки, действующие на колесо в движении: центробежные силы при прохождении поворотов, ветровая нагрузка на локомотив и т.д.
- Существенное влияние на напряжённо-деформированное состояние колёсного центра оказывают и значительные колебания нагрузки, вызванной насадкой бандажа при разогреве колеса в результате длительного торможения. Бандаж разогревается до таких температур, что

посадочный натяг приближается к полному снятию, а при остывании бандажа натяг восстанавливается;

- Из-за длительного срока службы колёсного центра в металле нарастают усталостные явления.

При качении колеса локомотива по рельсу основной действующей нагрузкой является вес локомотива, причем, если вес собственно локомотива отделён от оси колёсной пары рессорами, которые демпфируют динамическую составляющую нагрузки, то вес тележки колёсной пары является необрессоренной массой и колёса контактируют непосредственно с рельсом, причём эта нагрузка имеет динамический характер. Так, для тепловоза 2ТЭ10В (6 осей, полная масса 129,3 т.) статическая нагрузка, приходящаяся на 1 колёсную пару 21,5 т., полная подрессоренная масса – 104,1 т, неподрессоренная масса, действующая на одну колесную пару 4,2 т.

Весовые статические и динамические нагрузки на колёсный центр от подрессоренных масс зависят от веса колёсной пары. Для обеспечения безопасности эксплуатации железнодорожного экипажа и сохранности колеса и рельсового пути, вес неподрессоренных элементов локомотива должен быть минимальным. В настоящее время, при использовании железной дорогой стандартных катаных осей и бандажей узким местом является литой центр локомотивного колеса, массу которого потенциально можно снизить путём перехода на цельнокатаные колёса или на катаные центры, естественно, с учётом действующих на колесо нагрузок (рисунок).

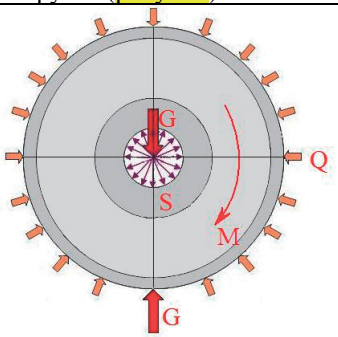


Рис.1. Схема основных радиальных нагрузок, действующих на центр локомотивного колеса. G - Нагрузка от веса локомотива; Q - Нагрузка от насадки бандажа на колёсный центр; S - Нагрузка от посадки колёсного центра на ось колёсной пары; M - Крутящий момент от реализации тягового усилия локомотива.

На контактную площадку бандажа колеса передаются вертикальные силы до 150 кН (15 тс), продольные силы сцепления до 45 кН (4,5 тс) и поперечные до 30 кН (3,0 тс) на поверхности катания и до 80 кН (8 тс) на гребень. [1] Существенно нагружают колёсный центр боковые силы. Напряжения в центрах от боковых нагрузок значительно выше, чем от вертикальных сил. Исследования, выполненные во ВНИТИ (Коломна), показали, что в наиболее нагруженной зоне диска колеса тепловоза напряжения от боковой нагрузки – 8 т в 3,5 раза выше напряжений от вертикальной силы – 20 т/ось, т.е. от каждой тонны боковой нагрузки

максимальные напряжения составляют 180 кГ/см^2, а от вертикальной примерно – 40 кГ/см^2 [2]. Наиболее нагруженной частью центра является его диск, особенно в приступичной части. Суммарные напряжения в диске центра являются переменными, изменяющимися по асимметричным циклам и в своих максимумах соизмеримыми с пределом текучести материала.[2]

При формировании колёсной пары колёсный центр напрессовывают на ось при помощи гидравлического пресса или тепловым способом. Для обеспечения необходимой плотности посадки натяг должен быть (0,9 - 1,5)·10^{-3} диаметра сопрягаемых деталей. Усилие запрессовки составляет 40 – 60 тс на каждые 100 мм диаметра подступичной части оси. При тепловом способе посадки натяг между центром и осью должен составлять (0,85 - 1,4)·10^{-3} диаметра сопрягаемых деталей. Посадка с таким натягом обеспечивается тем, что для посадки на ось ступицу центра нагревают до температуры 240-260ºС [3]. Для посадки бандажа на колёсный центр и шестерни привода на удлинённую часть ступицы центра используют только тепловой способ. Бандаж на электрическом или газовом горне нагревают до температуры 250-300ºС, что обеспечивает получение необходимого натяга 1,2 – 1,6 мм на каждые 1000 мм диаметра посадочной поверхности. [3]

Исследования, проведенные во ВНИТИ (К), показали, что монтажные напряжения в диске, вызванные напрессовкой бандажа, достаточно велики. Например, вблизи ступицы центра на радиусе 210 мм на внутренней стороне диска в меридиональном направлении напряжения превышали предел текучести материала и составляли около – 3150 кГ/см^2 [2]. Такие, не присущие вагонному колесу нагрузки, как усилия, созданные при насадке бандажа на центр и центра на ось, значительно осложняют напряжённое состояние колёсного центра локомотива по сравнению с условиями работы вагонного колеса (таблица).

Таблица. Основные нагрузки, действующие на локомотивный центр, приведены в табл. [4]

№	Нагружающий фактор	Напряжения МПА в направлении	
		Меридио-нальном, σ_x	Окружном, σ_α
1.	Запрессовка оси с натягом 0,2 мм.	60	95
2.	Насадка бандажа с натягом 1,4 мм.	210	90
3.	Вертикальная нагрузка 230 кН на ось.	- 123	- 49
4.	Боковая нагрузка 100 кН при $\alpha = 0°$.	-	-
5.	То же при $\alpha = 180°$.	42	17
6.	Суммарные напряжения при $\alpha = 0°$.	147	136
7.	То же при $\alpha = 180°$.	312	202
8.	Средние (постоянные) напряжения цикла.	230	169
9.	Амплитуды цикла.	82,5	33

Здесь α - угол поворота, отсчитанный от радиуса, проходящего через точку контакта колеса с рельсом.

Таким образом, суммарные эквивалентные напряжения в приступичной зоне диска центра с внутренней стороны ($\sigma_{экв}$) при нагрузках, указанных в табл., выраженные через постоянную (σ_m) и переменную (σ_α) составляющие, имеют вид

$$\sigma_{экв} = \sigma_m \pm \sigma_\alpha = 230 \pm 82{,}5 \text{ Мпа.} \qquad [4]$$

Одной из важнейших функций локомотивного колеса является реализации тягового усилия локомотива, в результате чего колесный центр нагружается (особенно при трогании локомотива с места) крутящим моментом, достигающим $1{,}3 – 1{,}5\ 10^5$ Н м.

Следует отметить, что за последние годы произошли изменения в материальной части железных дорог, которые привели к значительному повышению динамических нагрузок в контакте колесо-рельс, а, следовательно, и усложнили напряжённое состояние колеса и его центра. Массовое использование бетонных шпал и рельсов тяжёлых типов (вместо Р50 используют Р75 с твёрдостью 450НВ) привело к тому, что жёсткость рельсового пути значительно увеличилась, и динамические нагрузки на колёса от неподрессоренных масс локомотива выросли.

С целью повышения объёмов перевозок, за последние 30-35 лет железная дорога неоднократно повышала допускаемые нагрузки на ось вагонов и локомотивов. Некоторые современные мощные локомотивы, эксплуатируемые на дорогах Украины и СНГ, имеют нагрузку на ось 245 кН (2ТЭ126, ТЭП75). Перспективные планы развития железных дорог во всём мире предусматривают повышение нагрузки на ось для локомотивов в ближайшее время до 270-300 кН.

Скорости движения составов увеличились в 2 – 2,5 раза (до 150–200 км/час), что привело опять же к повышению динамических нагрузок на колеса, как в вертикальном, так и в осевом направлении. Активное использование композитных тормозных колодок, вместе с повышением скоростей движения привело к повышению тепловых нагрузок на колёса, вызванных торможением. В результате роста нагрузок в настоящее время пробег локомотивных бандажей составляет в среднем 300 – 500 тыс.км, в то время, как раньше обычным был пробег 800 - 900 тыс.км. [1]

Для надёжности железнодорожных вагонных колёс определяющими являются характеристики износостойкости и конструктивной прочности. Вагонное колесо, по своей сути, быстроизнашивающаяся деталь; оно быстрее изнашивается в результате проката, чем в металле колеса появляются признаки усталости. В среднем цельнокатаное вагонное колесо за весь срок своей службы проходит, по европейским данным, до 1 млн. км, и, таким образом, подвергается примерно $3x10^8$ циклов нагружения. По этой причине, такой фактор безопасности, как усталостная прочность, весьма важен для вагонного колеса, но не

является для него определяющим, критическим фактором эксплуатационной надёжности.

В случае с локомотивами ситуация несколько другая. Как было отмечено выше, в большинстве современных локомотивов используются составные, т.н. обандаженные колёса, состоящие из колёсного центра и насаженного на него бандажа. Быстроизнашивающейся деталью является бандаж, после пробега 300 -500 тыс.км бандаж заменяют, а центр используется в течение 30 и более лет, до соответствующего капитального ремонта. За это время колесо проходит 2,5 – 3,0 и более млн. км, и, таким образом, центр подвергается порядка $1 \cdot 10^9$ циклов нагрузки. В результате достаточно длительной эксплуатации в металле центров локомотивных колёс могут возникнуть усталостные трещины, вследствие чего усталостная прочность и живучесть (скорость зарождения и развития трещины) являются весьма важными характеристиками надёжности локомотивного центра. Ввиду того, что колёсный центр не контактирует с рельсом, износостойкость металлу центра не требуется.

Следует учитывать и то, что железнодорожные колёса (как вагонные, так и локомотивные) эксплуатируются в различных климатических зонах, от тропиков до заполярья, поэтому материал колёс должен сохранять свои служебные характеристики во всем интервале температур от + 60ºС до минус 60^0С.

Выводы. Таким образом, в процессе эксплуатации центр локомотивного колеса, подвергается действию многокомпонентной системы сил, имеющих различную природу: статических, динамических, постоянных, переменных, радиальных, осевых, тангенциальных. В этой системе сил, в отличие от моноблочных вагонных колёс, участвуют значительные силы натяга, образовавшиеся при посадке колёсного центра на ось и бандажа на центр, а также крутящий момент, возникающий при реализации тягового усилия локомотива.

Ввиду длительного срока эксплуатации колёсного центра (30 лет и более), для обеспечения надёжности центров локомотивных колёс определяющими являются не только характеристики его конструктивной прочности, но и параметры усталостной прочности металла, обеспечивающие живучесть колеса.

1. Скалин А.В., Кононов В.Е., Бухтеев В.Ф., Ибрагимов М.А. Экипажная часть тепловозов. Конструкции, долговечность, ремонт. – М.: ООО «Желдориздат», 2008 – 304 с.
2. Никольская Э.Н., Гречищев Е.С. Исследование усталостной прочности литых дисков тепловозных колёс. // Вестник ВНИИЖТ. – 1973. -№2. С 16-20.
3. Инструкция по формированию и содержанию колёсных пар тягового подвижного состава железных дорог колеи 1520 мм, М.: Транспорт, 2000.

4. Никольская Э.Н., Дмитраш В.А., Арсенькина Т.И., Грек В.И. О напряжённости колёс локомотивов в условиях эксплуатации. // Вестник ВНИИЖТ. – 1985. -№8. С 35-39.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук А. И. Бабаченко

В.М.Кузьмичов, О.М.Перков

Аналіз умов роботи колісних центрів для локомотивів

Виконано аналіз сучасних умов експлуатації та вимог, що пред'являються до локомотивних центрів. Показано, що для забезпечення надійності центрів локомотивних коліс визначальними є не тільки характеристики його конструктивної міцності, але й параметри втомної міцності металу, що забезпечують живучість колеса.

Ключові слова: центри локомотивних коліс, навантаження, надійність.

V. M. Kuzmichev, A. N. Perkov

An analysis of working conditions for locomotive wheel centers

The analysis of modern operating conditions and requirements for locomotive centers. It is shown that, to ensure the reliability of locomotive wheels centers are the defining characteristics of its structural strength, as well as the parameters of the fatigue strength of the metal, to ensure the vitality of the wheel.

Keywords: centers of locomotive wheels, load in the process of reliability.

УДК 621.771.23/24:681.5.015:002.2

И.Ю.Приходько, М.А.Дедик,
К.А.Гогаев*, В.С.Воропаев*, А.И.Иценко*

КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНЫЙ АНАЛИЗ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА НЕСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ ПОРОШКА ТИТАНА

Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины
**Институт проблем материаловедения НАН Украины*

Приведен анализ и обоснование модели сопротивления деформации металлического порошка при его уплотнении в процессе несимметричной прокатки. Показаны результаты конечно-элементного математического моделирования этого процесса применительно к порошку титана с использованием экспериментальных данных. Процесс несимметричной прокатки порошка исследовали с помощью метода конечных элементов с применением модели, предложенной Ди Маджио.

Ключевые слова: порошок титана, несимметричная прокатка, уплотнение, модель, метод конечных элементов

Введение. Порошковые технологии получения изделий из титана и его сплавов привлекают все больше внимания в мировой практике, а теоретические вопросы по этой тематике занимают заметное место в научной литературе. В ряде работ [1–4] представлены теоретические подходы по изучению процесса формования полос прокаткой металлических порошков, рассмотрены практические методы получения компактных изделий путем прокатки металлических порошков и продемонстрирована принципиальная возможность создания компактной титановой ленты с удовлетворительными свойствами. Учитывая сложности получения компактных изделий из порошкового титана методом горячей деформации из-за высокого сродства титана к кислороду метод холодной прокатки порошка представляется достаточно дешевым и конкурентно способным, по сравнению с другими порошковыми технологиями. В работе [5] представлены данные по получению образцов титановых полос с применением метода асимметричной прокатки порошков. Установлено, что полосы, сформованные асимметричной прокаткой, имеют высокую плотность которая достигает 90-95% от плотности компактного титана. Такую высокую начальную плотность материала невозможно достичь обычными методами прокатки порошков. Это указывает на принципиальную возможность получить высококачественный материал после спекания и окончательной уплотняющей прокатки. Применение асимметричной прокатки при формовании порошковой титановой ленты открывает возможности создания технологии изготовления продукции с низкими энергетическими и трудовыми затратами.

Исследование и разработка оптимальных технологических режимов получения проката из порошка титана требует решения определенных экономических и технологических проблем. Применение методов математического моделирования процессов деформации порошка титана позволяет упростить исследовательский процесс и определить оптимальные направления в формовании порошка титана методами прокатки порошков. Математическое моделирование позволяет исследовать напряженно-деформированное состояние, поля скоростей, изменения плотности, а также отработать оптимальные режимы процесса прокатки титанового порошка.

В процессе прокатки порошка в очаге деформации происходит сближение частиц, и порошок уплотняется. Объем исходного порошка в процессе прокатки уменьшается, хотя объем, занимаемый собственно частицами деформируемого материала, остается постоянным. Каждая частица порошка обладает свойствами цельного металла и способна при прокатке деформироваться [6].

Процесс прокатки порошков можно рассматривать как непрерывное формование, начинающееся в той части очага деформации, которая определяется углом прокатки и завершающееся на выходе проката из зазора между валками. На процесс прокатки значительное влияние оказывает сыпучесть порошка: чем она лучше, тем легче осуществляется процесс прокатки. При плохой сыпучести и неправильно выбранной скорости прокатки (линейная скорость вращения валков существенно больше скорости поступления порошка в очаг деформации) порошок не прокатывается в сплошную заготовку [7].

Поступление порошка в очаг деформации может быть свободным (гравитационным) и активным. Прокатка может быть периодической и непрерывной. При периодической прокатке в бункер стана засыпают определенную порцию порошка и получают прокат заданной массы, а при непрерывной прокатке порошок в бункер подают постоянно, прокатывая длинномерную заготовку [8].

Состояние вопроса. С учетом развития современной вычислительной техники целесообразно проводить разработку математической модели с помощью численных методов. На данный момент использование метода конечных элементов (МКЭ) для моделирования подобных процессов является наиболее эффективным решением.

Одна из первых математических моделей сопротивления деформации сыпучих сред предложена Друккером и Прагером в 1957г. [9] на основе критерия текучести Мизеса. Данная модель предполагает монотонное упрочнение объемной деформации и развитие сдвиговых деформаций. В 1971г. Ди Маджио и Сандлер разработали упрго-пластическую купольную модель на основе модели Друккерра-Прагера [10]. Эта модель учитывает величину дилатансии при сдвиговом нагружении (изменение объема материала, вызванное деформациями сдвига).

Математическая модель. Для моделирования сопротивления деформации порошка титана при обработке его давлением использовали купольную модель Друккерра-Прагера (КМДП). Данная модель описывает поверхность текучести в двухинвариантном пространстве.

В КМДП истинная деформация аддитивно раскладывается в виде:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p, \quad (1)$$

где ε^e - упругая деформаций и ε^p - пластическая деформация.

Упругие напряжения определяются с помощью закона Гука:

$$\sigma = \mathrm{C} \cdot \varepsilon^e, \quad (2)$$

где *C* – тензор модулей упругости.

КМДП состоит из двух поверхностей течения f_1 и f_2 уравнения (4-5).

В результате обработки экспериментальных данных установлено, что предельная поверхность для титанового порошка соответствует прямой линии (рис. 1). Исходя из этого поверхность f_1 описывается уравнением:

$$f_1 = \sqrt{J_2} - (\alpha + \theta I_1), \quad (4)$$

где $\sqrt{J_2}$ – корень квадратный из второго инварианта девиатора напряжений (интенсивность девиатора напряжений); $\alpha -$ коэффициент когезии при начальной плотности; θ – тангенс угла внутреннего трения; $I_1 -$ первый инвариант тензора напряжений. Параметры α, θ обычно оцениваются в соответствии с данными, приведенными в работе [1].

Поверхность f_2 определяется соотношением:

$$f_2 = \sqrt{J_2} - \frac{1}{R}\sqrt{[p_b - p_a]^2 - [I_1 - p_a]^2}, \quad (5)$$

где *R* - отношение большой оси к малой в четверти эллипса, определяющего купольную часть поверхности. p_b – предельное давление, определяемое из эксперимента на гидростатическое сжатие. p_a – давление, при котором интенсивность девиатора напряжений достигает своего максимального значения [11].

Параметр p_b зависит от изменения объемной пластической деформации определяется по формуле [12]:

$$p_b(\varepsilon_v^p) = \frac{\left[\ln\left(1 - \frac{\varepsilon_v^p}{W}\right)\right]}{D}, \quad (6)$$

где W – параметр, который определяет максимально достижимое значение объемной пластической деформации; D – параметр упрочнения, который определяет значение давления при максимальной пластической деформации.

Известно, что объемная деформация ε_v^p равна:

$$\varepsilon_v^p = ln\left(\frac{\rho_0}{\rho_{full}}\right) \quad (7)$$

Параметр D определяется при максимальном значении ε_v^p, которое равно –W. Тогда D из формулы (6) равно:

$$D = \frac{\ln(2)}{p_b(\varepsilon_v^p)} \quad (8)$$

Параметр W определяется при $p_b(\varepsilon_v^p) \to 0$ и D → 1, тогда W равно:

$$W = -ln\left(\frac{\rho_0}{\rho_{full}}\right) \tag{9}$$

На основе полученных экспериментальных данных, полученных авторами, а также заимствованными из [1] были построены предельная и купольная поверхности для титанового порошка (рис. 1).

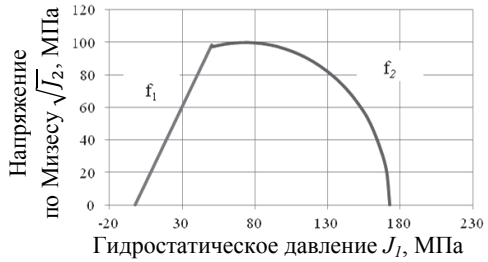


Рис. 1. Изменение напряжений по Мизесу в зависимости от напряжения сжатия в упругой (эксперимент на всестороннее сжатие) (4) и купольной областях (5).

Условие пластического течения материала в КМДП записывается через ассоциированный закон течения:

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda}_1 \frac{\partial f_1}{\partial \sigma}, \tag{10}$$

если напряженное состояние соответствует поверхности f_1

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda}_2 \frac{\partial f_2}{\partial \sigma}, \tag{11}$$

если напряженное состояние соответствует поверхности f_2

$$\dot{\varepsilon}^p = \sum_{n=1}^{2} \dot{\lambda}_n \frac{\partial f_n}{\partial \sigma}, \tag{12}$$

если напряженное состояние соответствует стыку поверхностей f_1 и f_2.

$\dot{\lambda}_n$ – множители Лагранжа, f_n – поверхности текучести, описываемые уравнениями (4) и (5), которые идентифицируются индексом n; – тензор напряжений.

Данная модель по сравнению с классическими моделями зависимости пластических свойств от давления имеет возможность контролировать величину изменение объема материала при сдвиговой деформации. Это явление (дилатансия) происходит от того, что поверхность текучести имеет положительный наклон в пространстве $\sqrt{J_2} - J_1$. В моделях типа Друкера-Прагера и Мора-Кулона дилатансия происходит в течение всего времени приложения сдвигающих нагрузок, и во многих случаях это приводит к гораздо большей величине дилатансии, чем наблюдается в экспериментах. В КМДП, если активизирована поверхность текучести, дилатансия учитывается так же, как в моделях Друкера-Прагера и Мора-Кулона. Однако, в соответствии с законом упрочнения, купольная часть поверхности может сжиматься до тех пор, пока не произойдет пересечения купола с огибающей разрушающих значений. Локальная нормаль к поверхности текучести теперь вертикальна, и, следовательно, условие нормировки гарантирует, что не происходит дальнейшего увеличения объемной пластической деформации (дилатансии).

С помощью корректировки параметров, которые определяют скорость сжатия купольной части поверхности, можно внести экспериментальные данные по дилатансии в модель и получить определяющее соотношение, которое лучше описывает моделируемые физические процессы.

Другим преимуществом данной модели по сравнению с моделями Друкера-Прагера и Мора-Кулона является возможность моделирования пластического уплотнения материала. В указанных моделях все чисто объемные изменения являются упругими. В рассматриваемой модели объемные изменения являются упругими до тех пор, пока точка напряжения не попадает на купольную часть поверхности. Величина объемной пластической деформации (уплотнения) определяется законом упрочнения.

Таким образом, кроме учета дилатансии, введение купольной части поверхности добавляет в модель еще одну экспериментальную характеристику материала.

В КМДП учитывалось кинематическое упрочнение поверхности f_1, что определяется кинематическими параметрами N и B. Кинематические параметры упрочнения позволяют начальной поверхности текучести f_1, расположенной на расстоянии N от предела разрушения перемещаться к поверхности разрушения при сдвиге [13] (рис.2).

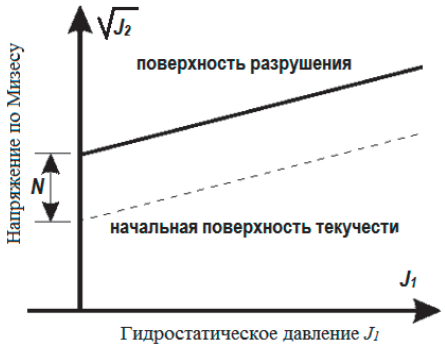


Рис. 2. Схема кинематического упрочнения поверхности f_1 в КМДП

Введение тензора обратных напряжений позволяет сгладить угловой стык кривых f_1 и f_2 и общая зависимость напряжений по Мизесу от напряжения сжатия преобразовывается в одну гладкую кривую.

Приведенная выше модель сопротивления деформации титанового порошка при прокатке была положена в основу общей математической модели прокатки. Параметры КМДП для порошка титана с относительной плотностью 30% представлены в табл. 1.

Таблица 1. Параметры математической модели сопротивления деформации порошка титана

Начальная (насыпная) плотность, ρ_0	1450 кг/м^3	Предельная величина растяжения, T	500 МПа
Начальный модуль сжатия, K	13 ГПа	Модуль кинематического упрочнения, B	10 ГПа
Начальный модуль сдвига, G	9 ГПа	Параметр кинематического упрочнения, N	6 МПа
Параметр кривой разрушения, α	3 МПа	Экспонента закона упрочнения, D	$4\cdot10^{-9}$ Па$^{-1}$
Линейный коэффициент кривой разрушения, θ	1,93	Коэффициент закона упрочнения, W	1,1325
Параметр R	1		

При моделировании процесса ассиметричной прокатки порошка титана принимали следующие исходные данные: рабочие валки диаметром 150 мм и 198 мм, окружная скорость каждого валка 7.5 об/мин. Исходная форма порошка представляет собой параллелепипед шириной 15 мм, длиной 40 мм и толщиной 5.1 мм. Толщина проката 0.7 мм, ширина 16 мм (рис.3-4).

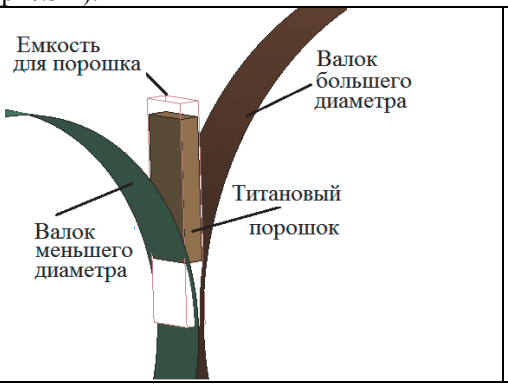


Рис. 3. Геометрическая модель асимметричной прокатки порошка

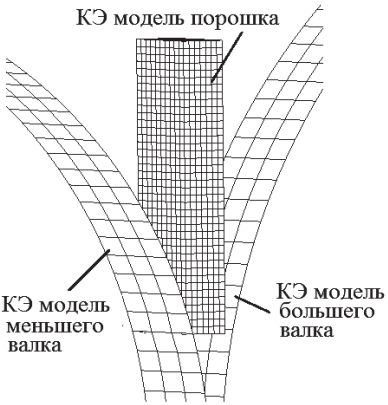


Рис. 4. Конечно-элементная модель процесса асимметричной прокатки порошка

Для формирования кромок прокатываемой полосы, а также для предотвращения потери исходной формы порошка дополнительно моделировали жесткие стенки в виде короба (рис. 3). Порошок поступает в раствор валков за счёт силы тяжести.

Анализ результатов моделирования

В результате моделирования определено напряженное состояние металла в очаге деформации и изменение плотности титана в процессе асимметричной прокатки. На рис. 5(а) - 5(б) представлены градиенты нормальных напряжений в очагах деформации металла со сторон валков меньшего и большего диаметров.

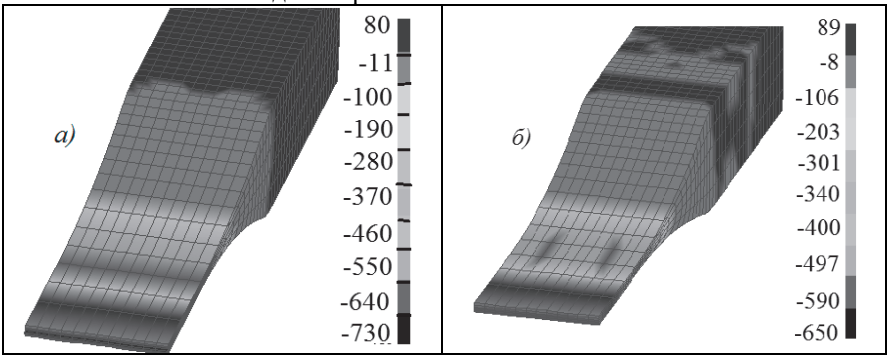


Рис. 5. – Нормальные напряжения в очаге деформации со стороны меньшего (*а*) и большего (*б*) валков, МПа

Со стороны валка меньшего диаметра максимальная величина напряжений составляет 730 МПа, в то время как со стороны валка большего диаметра максимальные напряжения составляют 650 МПа. Различие напряжений объясняется разностью диаметров (и линейной скоростью валков), а также различием длины дуги контакта.

На рис. 6. представлено распределение вдоль дуги контакта валков с порошком нормальных контактных напряжений и напряжений трения (касательных напряжений) вдоль направления прокатки со стороны меньшего и большего валков.

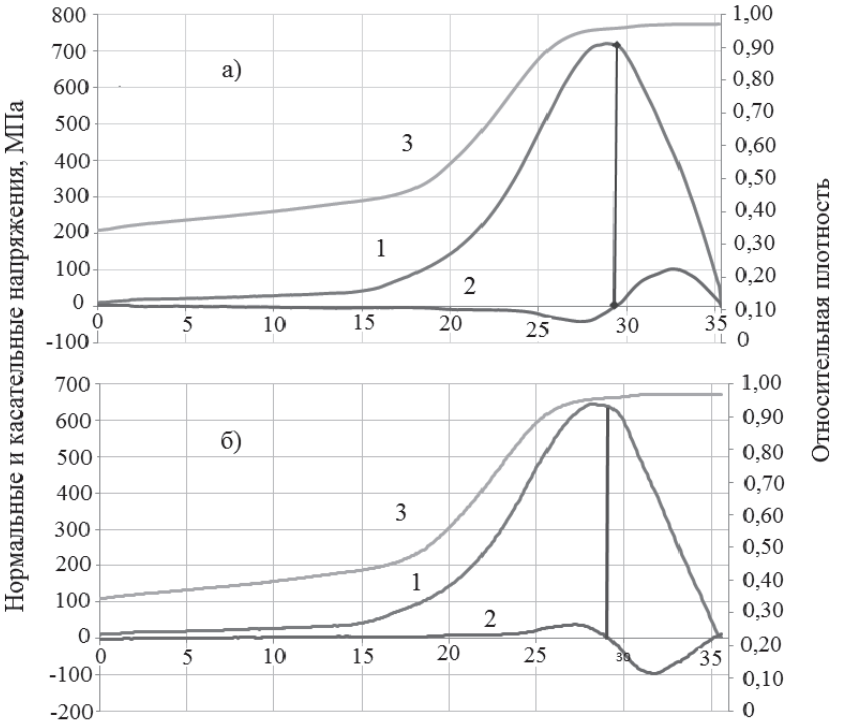


Рис. 6. Нормальные (1), касательные (2) напряжения и относительная плотность (3) в очаге деформации со стороны большего (*а*) и меньшего (*б*) валка.

Как следует из графиков, точка начала изменения направления действия напряжений трения, соответствующая нейтральному углу, возникает несколько дальше вершины купола нормальных контактных напряжений в направлении прокатки. Положение нейтральных углов со стороны большего и меньшего валков отличаются. Напряжения трения со стороны одного и другого валков в зонах отставания и опережения противоположно направлены. Из характера изменения напряжений трения в области нейтральных углов следует, что в этих областях присутствует зона прилипания, где скорости движения частиц соответствуют линейной скорости валков, так как напряжения трения при прохождении нейтрального угла не меняют свой знак мгновенно. Такой случай из области прокатки особо тонких сплошных металлических полос, в частности, фольги возможен,

когда в результате значительного упругого сплющивания рабочих валков в срединной области очага деформации формируется участок неизменной толщины полосы, так называемая «зона транспортировки» где её скорость равна линейной скорости валка. В нашем же случае прокатки полосы 0,7 мм при принятых абсолютно жесткими валках такой эффект может быть связан с изменением степени уплотнения.

При моделировании процесса прокатки тонких сплошных полос в очаге деформации используют гипотезу плоских сечений и условие постоянства секундных расходов v·h=const, где v–среднее по высоте значение линейной скорости полосы. В нашем случае прокатки, когда фактор формы очага деформации превышает 20 должно с достаточной точностью выполняться условие:

$$v \cdot h \cdot \rho_{отн} = \text{const}, \quad (13)$$

Отсюда, при известных значениях скорости полосы можно определять изменение относительной плотности в области изменения знака напряжений трения. А при известных значениях относительной плотности– изменение средней по высоте скорости.

Модель ДП определяет объемную пластическую деформацию, через которую вычисляется относительная плотность по формуле [14]:

$$\rho^{\text{отн}} = (\rho^{\text{начал}} \times e^{\varepsilon^{vol}})/\rho^{\text{полн}}, \quad (14)$$

где $\rho^{\text{отн}}$, $\rho^{\text{начал}}$ и $\rho^{\text{полн}}$ – относительная, начальная и полная плотности; ε^{vol} - объемная пластическая деформация.

На рис. 7 представлено изменение относительной плотности титанового порошка в процессе прокатки. Конечная относительная плотность выходящего листа металла составляет 96%.

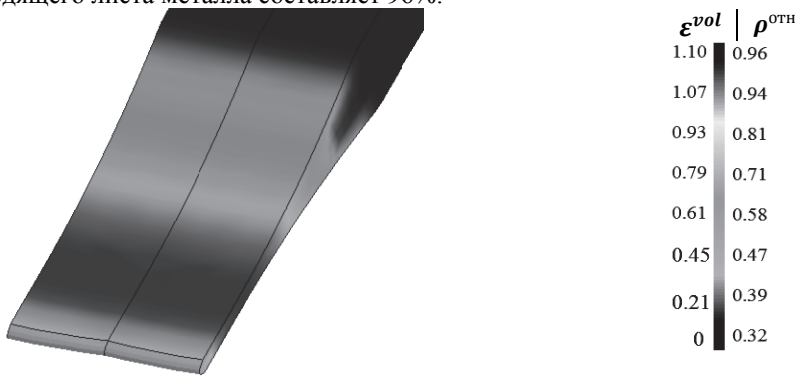


Рис. 7. Относительная плотность титана в процессе прокатки

На рис. 8 представлено изменение толщины Δh со стороны валка меньшего и большего диаметра на величину относительно начальной толщины. Положительная величина свидетельствует об изменении со стороны меньшего диаметра, а отрицательные значения – со стороны

валка большего диаметра (начальная толщина 5.1мм, конечная толщина – 0.7мм).

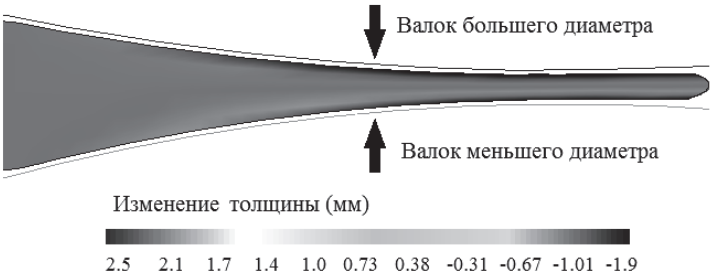


Рис. 8. Изменение толщины полосы при прокатке порошка титана

Как следует из рис. 6-7, конечная относительная плотность выходящего листа металла составляет 96-97%, что совпадает с экспериментальными данными.

Выводы

Процесс несимметричной прокатки порошка исследовали с помощью метода конечных элементов с применением КМДП, предложенной Ди Маджио и др. Определение параметров модели осуществлялось на основе экспериментов и анализа научных публикаций. Анализ результатов моделирования показал, что максимальные напряжения возникают в зоне очага деформации со стороны меньшего валка и достигают 730 МПа, а со стороны большего – 650 МПа, что подтверждается экспериментально.

Результатами расчетов подтверждено, что плотность прокатанного металла достигает 96-97% от значения сплошного титана, что совпадает с экспериментальными данными. Применение тензора «обратных напряжений» позволило достичь численной устойчивости решения.

Из характера изменения напряжений трения в области нейтральных углов следует, что в этих областях присутствует зона прилипания, где скорости движения частиц соответствуют линейной скорости валков, так как напряжения трения при прохождении нейтрального угла не меняют свой знак мгновенно.

С учётом закона постоянства секундных объёмов в очаге деформации применительно к прокатке пористых материалов $v \cdot h \cdot \rho_{отн}$ при известных значениях скорости полосы можно определять изменение относительной плотности, которая должна резко изменяться в области изменения знака напряжений трения. А при известных значениях распределения относительной плотности вдоль очага деформации можно определять изменение средней по высоте скорости.

Модель процесса несимметричной прокатки порошка титана можно считать отлаженной. С её помощью, варьируя диаметрами валков, скоростью их вращения и начальной плотностью порошка, можно оптимизиро-

вать параметры процесса, достигая заданных значений плотности, формы (кривизны) и обеспечением сплошности концов полосы с предотвращением расслоения.

1. *Виноградов Г.А., Каташинский В.П.* Теория листовой прокатки металлических порошков и гранул. -М. :Металлургия. – 1979. – 224 с.

2. *Ложечников Е.Б.* Прокатка в порошковой металлургии. М.: Металлургия. – 1987. – 184 с.

3. *Мальцев М.В., Хромов В.Г., Малышкина З.Н.* Исследование получения и свойства металлокерамического электролитического титана. Труды ГПИ. Том XXVI, выпуск 15, Горький, 1970.

4. *Шмелев Л.С., Сорокин В.К.* Промышленное производство листового титана прокаткой порошков. «Цветные металлы». 1993. – № 10. – С. 49-50.

5. *Воропаев В.С., Калуцкий Г.Я., Подрезов Ю.Н.* Получение полос из порошка титана с использованием технологи асимметричной прокатки Порошковая металлургия, 2012, № 9-10, с.11-23

6. *Либенсон, Г. А.* Процессы порошковой металлургии : учеб. для вузов: в 2 ч./ Г. А. Либенсон, В. Ю. Лопатин, Г. В. Комарницкий. – М.: МИСиС, 2001.

7. *Кипарисов, С. С.* Порошковая металлургия : учеб. для вузов / С. С. Кипарисов, Г. А. Либенсон. – 2-е изд. – М. : Металлургия, 1991. – 431 с.

8. *Либенсон, Г. А.* Производство порошковых изделий : учеб. для вузов / Г. А. Либенсон. – М. : Металлургия, 1990. – 236 с.

9. *Drucker, D.C.*, "Soil mechanics and hardening theories of plasticity", American Society of Civil Engineers (ASCE) transaction, 1957, vol. 122, pp. 338-346.

10. *DiMaggio, F.L. Sandler,* IS Material model for granular soils. J Eng Mech Div 97 (1971). 935 – 950pp.

11. *A.F. Fossum, R.M. Brannon.* «THE SANDIA GEOMODEL: Theory and User'sGuide» SANDIA REPORT. Sandia National Laboratories.Albuquerque, New Mexico 87185 and Livermore, California 94550. Printed August 2004. 158pp.

12. *Joseph H. Amend*. «Application of a soil cap model to ground motion analyses» University of New Mexico Albuquerque, NM 87131/ Final Report // February 1978. 60pp.

13. *Colby C., etc.* «Three-Surface Elasto-Plastic Cap Model: Rate Formulation, Integration Algorithm and Tangent Operators». Seamans Center for Engineering Arts & Sciences Department of Civil and Environmental Engineering Center for Computer-Aided Design The University of Iowa Iowa City, Iowa 52242, USA. 1-34pp.

14. *Sandler, I.S., F.L. DiMaggio, and G.Y. Baladi,* "Generalized Cap Model for Geological Materials," Journal of the Geotechnical Engineering Division, Volume 102, GT7, pages 683-699, July 1976.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук С.А.Воробьем

І.Ю.Приходько, М.О.Дедік, К.О.Гогаєв, В.С.Воропаєв, А.І.Іценко

Кінцево-елементний аналіз параметрів процесу несиметричного прокатування порошку титану

Наведено аналіз і обгрунтування моделі опору деформації порошку титану при його ущільненні в процесі несиметричного прокатування, а також результати кінцево-елементного математичного моделювання цього процесу з використанням експериментальних даних. Процес несиметричного прокатування порошку досліджували за допомогою методу кінцевих елементів із застосуванням моделі, що запропонована Ді Маджіо.

Ключові слова: порошок титану, несиметричне прокатування, ущільнення, модель, метод кінцевих елементів

I.Yu.Prihodko, M.A.Dedik, K.A.Goryaev, V.S.Vopopaev, A.I.Icenko

Analysis of the asymmetrically rolling parameters of titanium powder

The analysis and validation of the model deformation resistance of the metal powder with its seal in the asymmetric rolling. The results of finite element mathematical modeling of the process with respect to the titanium powder with the use of IP-experimental data. The process of asymmetric rolling powder was investigated using the finite element method with the use of the model proposed by DiMaggio.

Keywords: titanium powder, asymmetric rolling, seal, model, finite element method

УДК 621.774.36

В.Ф.Балакин, С.Л.Стасевский, В.Д.Добряк, Ю.Д.Угрюмов

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ГОРЯЧЕЙ ПИЛИГРИМОВОЙ ПРОКАТКИ ТРУБ ЗА СЧЕТ УПРАВЛЕНИЯ ЗАЗОРОМ МЕЖДУ ГИЛЬЗОЙ И ДОРНОМ

Национальная металлургическая академия Украины
Укргипромез, г.Днепропетровск

Выполнен анализ влияния зазора между гильзой и дорном на процесс горячей пилигримовой прокатки труб. Предложена методика определения усилия обжатия участка гильзы на дорне с целью увеличения сцепления между ними в начальный период прокатки для выбора гидравлического пресса. Разработаны предложения и предложены устройства для увеличения сцепления гильзы с дорном в начальный период пилигримовой прокатки.

Ключевые слова: пилигримовая прокатка, гильза, дорн, зазор, методика определения усилия обжатия гильзы

Современное состояние вопроса.

Установившийся процесс прокатки на одноклетьевом пилигримовом стане производится с постоянной угловой скоростью валков. Максимальная угловая скорость валков рассчитывается исходя из максимально допустимого ускорения торможения подвижных масс стана при подходе их к валкам, при котором не происходит сползание гильзы с дорна. Величина указанного ускорения определяется силой сцепления горячей гильзы с дорном. Обычно в расчетах принимается наименьшая сила сцепления, которая имеет место в период затравочного режима.

Затравка является весьма ответственной операцией, требующей от оператора стана определенных навыков и умения выбрать оптимальный режим прокатки для каждой гильзы исходя из состояния ее переднего конца перед затравкой. Поэтому, чем ниже обороты валков, тем меньше вероятность ошибки оператора в выборе величины подачи при затравке и поломке деталей главной линии стана.

Наличие зазора между гильзой и дорном необходимо для стабильной зарядки дорна в гильзу и для предотвращения перегрева дорна. С другой стороны наличие этого зазора в значительной степени ухудшает условия пилигримовой прокатки и снижает ее эффективность, оказывает влияние на выбор скоростного режима пилигримовой прокатки, уменьшает подачу гильзы в валки стана. Кроме того, наличие зазора между гильзой и дорном повышает разностенность труб, особенно в конце процесса прокатки из-за смещения оси дорна относительно оси гильзы и увеличения неравномерности обжатия гильзы в поперечном сечении [1].

Гильза в основной (средней) части 2 (кроме концевых участков) имеет постоянный внутренний диаметр dr, который составляет:

$$dr = dg + \Delta,$$

где Δ – зазор между дорном и гильзой (Рис.1). На заднем конце гильзы длиной ℓ ее внутренний диаметр dr_3 после косовалкового прошивного стана (или элонгатора) меньше внутреннего диаметра гильзы в основной части на 8-12 мм. Тогда $dr_1 = dg + \Delta dr_3$, где Δdr_3 – уменьшение внутреннего диаметра гильзы на заднем конце по сравнению с внутренним диаметром основной части гильзы.

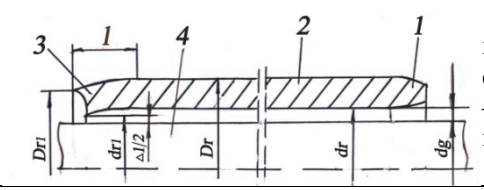


Рис. 1 Гильза после прошивного косовалкового стана: 1 – передний конец, 2 – средняя часть, 3 – задний конец, 4 – дорн

Условием для обеспечения стабильности зарядки дорна в гильзу является $dr - dr_1 = O$, т.е. $dr = dr_1$. Однако, более благоприятные условия для зарядки дорна в гильзу имеют место при $dr_1 - dr > O$, т.е. $dr_1 > dr$. Известно, что на некоторых пильгерстанах за рубежом разворачивают гильзу перед зарядкой в нее дорна таким образом, чтобы зарядка осуществлялась со стороны переднего конца гильзы, у которого $dr_1 > dr$.

Следует также отметить, что за счет нестабильности геометрических размеров гильзы по ее длине, уменьшения наружного и внутреннего диаметров на заднем конце гильзы, наличия кривизны и овальности поперечного сечения на практике приходится увеличивать величину расчетного зазора между гильзой и дорном до 20-30 мм, причем с увеличением диаметра гильзы величина зазора увеличивается. Особенно сильно величина зазора сказывается в период захвата гильзы валками, а после затравки процесс пильгерования стабилизируется и при правильной настройке стана происходит практически автоматически, что создает условия для увеличения числа оборотов валков.

Как правило, зазор между гильзой и дорном устраняется за счет обжатия заднего конца гильзы на дорне на участке внестановой зарядки, что увеличивает силу сцепления гильзы с дорном, необходимую в начальный период затравочного режима для повышения производительности пилигримового стана при прочих равных условиях. Поэтому установление оптимальной величины зазора между гильзой и дорном является актуальной задачей, решение которой определяет производительность и эффективность процесса пильгерования.

Целью настоящего исследования является повышение эффективности процесса пильгерования и разработка способов предварительного обжатия гильзы на дорне.

Изложение основных материалов исследования.

Для увеличения сцепления между гильзой и дорном в начальный период пилигримовой прокатки предложена технология обжатия (редуцирования) заднего конца гильзы на дорне бойками гидравлического

пресса. Для реализации предложенной технологии необходимо выбрать тип и усилие пресса на основе определения сил, приложенных к гильзе со стороны каждого бойка пресса. Обжатие заднего конца гильзы на дорне может быть осуществлено на двух- и четырехбойковых ковочных гидравлических прессах. Как более общий рассматривается вариант обжатия гильзы на дорне в четырехбойковом ковочном прессе, что приближает схему напряженного состояния к осесимметричной. Рассмотрим силы, приложенные к гильзе со стороны каждого бойка четырехбойкового пресса для двух стадий процесса (рис. 2 и 3).

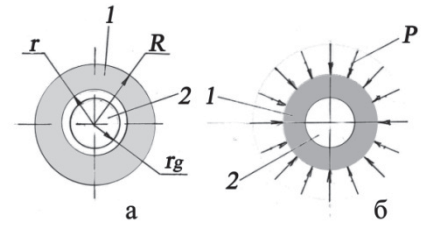


Рис. 2 Схема действия сил на первой стадии: а – начальное положение, б – осесиметричное нагружение гильзы, 1 – гильза, 2 – дорн

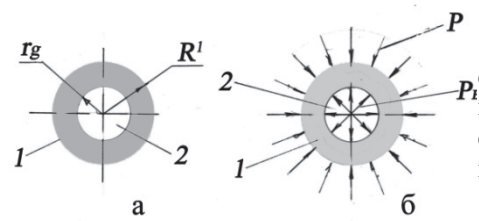


Рис. 3 Схема действия сил на второй стадии: а – положение после первой стадии, б – осесиметричное нагружение гильзы, 1 – гильза, 2 – дорн

Для получения формул, определяющих силу деформации гильзы со стороны бойка, воспользуемся основным положением теории малых упругопластических деформаций, которое гласит, что если процесс нагружения развивается непрерывно и монотонно, т.е. пропорционально одному параметру, то направления главных осей девиаторов деформаций и напряжений совпадают и остаются неизменными как при упругой, так и при пластической деформации [2,с.79]. Такое положение с погрешностью до 1 % справедливо для относительной деформации до 10 % [2,с.81]. В нашем случае относительная деформация стенки гильзы априори меньше 10 %. Поэтому считаем обоснованным применение к решению поставленной нами задачи формул Ламэ для расчета толстостенных цилиндров в упругой области [3,с.471].

Рассмотрим первую стадию обжатия гильзы отдельно взятым бойком, например, верхним (рис.4а). В пределах угла $\varphi_{(в)}$ принимаем осесимметричное поле напряжений в стенке гильзы, для которого в пределах малых деформаций ($\varepsilon \leq 10$ %) справедливы формулы Ламэ [3,с.475], применяемые к толстостенным цилиндрам, нагруженным наружным и внутренним давлениями.

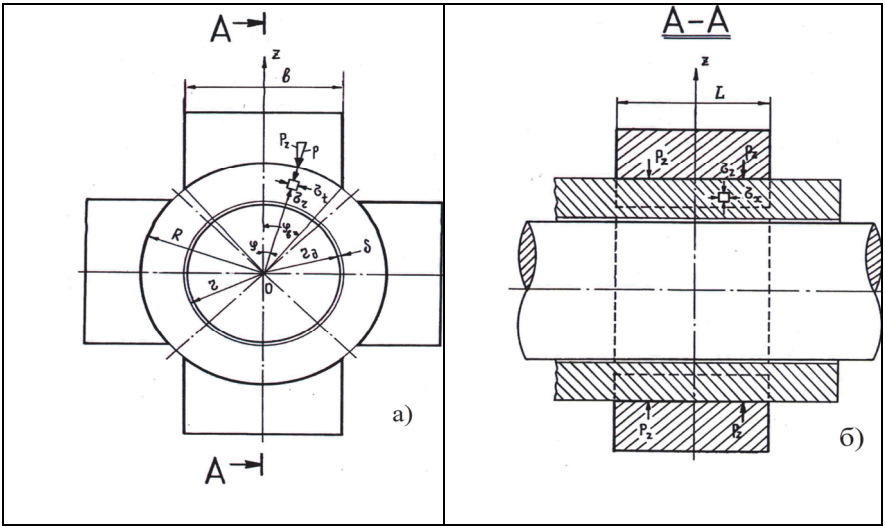


Рис. 4 Схема обжатия гильзы на дорне четырьмя бойками: а – общий вид, б – сечение А-А

В нашем случае при отсутствии внутреннего давления (в первой стадии) эти формулы принимаем вид (1) и (2):

$$\sigma_r = -\frac{\rho R^2}{R^2 - r^2} \times \left(1 + \frac{r^2}{r_T^2}\right) \text{ – радиальное напряжение,} \qquad (1)$$

где r_T – текущее значение радиуса в пределах $r < r_T < R$.

R и r – наружный и внутренний радиусы гильзы соответственно.

При $r_T = r$ получаем $\sigma_r = 0$; при $r_T = R$ имеем $\sigma_r = -\rho$

$$\sigma_t = -\frac{\rho R^2}{R^2 - r^2} \times \left(1 + \frac{r^2}{r_T^2}\right) \text{ – тангенциальное напряжение,} \qquad (2)$$

При $r_T = r$ получаем $\sigma_t = -\frac{2\rho R^2}{R^2 - r^2}$,

а при $r_T = R$ имеем $\sigma t = -\rho \frac{R^2 + r^2}{R^2 - r^2}$.

Знак «–» перед выражениями означает напряжение сжатия.

Сумма $(\sigma_r + \sigma_t)$ не зависит от r_T. Отсюда следует, что относительная деформация вдоль оси *X* гильзы принята одинаковой, следовательно, в случае плоских сечений, и напряжение σ_x вдоль этой оси также одинаковы. В отсутствие осевого подпора и осевое растяжение от внешней силы можно считать, что напряжение σx вдоль оси гильзы значительно меньше σ_r и σ_t. Поэтому пластическая деформация определяется именно этими напряжениями. В данном случае имеем механическую схему деформации 6+III по классификации Тарновского И.Я. и др. [2,с.182]. Тогда главные напряжения будут:

$$\sigma_1 = \sigma t;\ \sigma_2 = \sigma r;\ \sigma_3 = \sigma_x \qquad (3)$$

Как известно, условие текучести через главные напряжения по Мизесу записывается следующим образом [4, с. 30]:

$$\frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} = \sigma_s, \qquad (4)$$

где σ_s – сопротивление деформации стали (в нашем случае – предел текучести).

Подставляя параметры (3) в выражение (4), получаем:

$$\sigma_t - \sigma_r = 1{,}15\ \sigma_s \qquad (5)$$

На контактной поверхности бойка и гильзы начало пластической деформации произойдет, когда:

$$\sigma_t - \sigma_r = -\rho \frac{R^2 + r^2}{R^2 - r^2} + \rho = 1{,}15\ \sigma_s \qquad (6)$$

$$\text{Откуда:}\quad \rho = \frac{1{,}15}{1 - \frac{R^2 + r^2}{R^2 - r^2}} \times \sigma_s \qquad (7)$$

На внутренней поверхности гильзы пластическая деформация появится значительно раньше, чем на наружной, поэтому здесь не рассматривается. Чтобы найти величину силы, действующей со стороны бойка на гильзу, нужно знать распределение вертикальной составляющей ρ_z радиального напряжения ρ в пределах изменения угла $(0 \le \varphi \le \varphi_в)$ или координаты $(0 \le У \le У_в)$. Из рис. 5 получаем выражение:

$$\rho_z = \frac{\rho}{R}\sqrt{R^2 - y^2} \qquad (8)$$

На рис. 6 показана эпюра распределения напряжения ρ_z по ширине бойка согласно формуле (8). Граничные значения кривой BDЖ в точках В и Ж:

$$\rho_z = \rho\sqrt{1 - \frac{в^2}{4R^2}},$$

где $в$ – ширина бойка. Максимум кривой в точке D, где $\rho_z = \rho$.

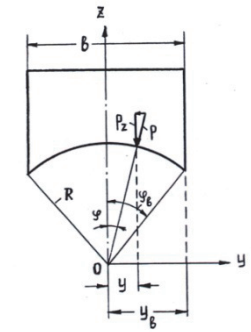


Рис. 5 Определение p_z радиального напряжения в первой стадии обжатия

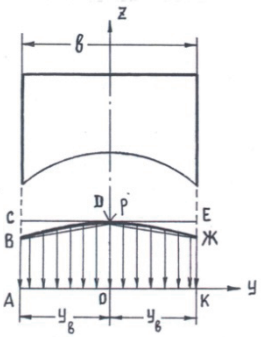


Рис. 6 Эпюра распределения p_z по ширине бойка в первой стадии обжатия

Площадь фигуры АВDЖК под кривой эквивалентна силе бойка, приходящейся на единицу его длины (вдоль оси X). Верхняя оценка этой площади – площадь прямоугольника АСЕК:

$$F_{ACEK} = P_{I_{верх.}} = \rho \times в \qquad (9)$$

Нижняя оценка – это суммарная площадь двух трапеций: ABDO и ODЖК:

$$F_{ABDO} + F_{ODЖК} = P_{I_{ниж.}} = \frac{\rho}{2}\left(1 + \sqrt{1 - \frac{в^2}{4R^2}}\right) \times в \qquad (10)$$

Таким образом, выражения (9) и (10) позволяют определить граничные значения силы в первой стадии обжатия гильзы в расчете на единицу длины бойка.

Вторую стадию обжатия гильзы рассматриваем как сжатие полосы между двумя криволинейными плитами, при котором справедливо

утверждение о том, что в любой момент статической деформации вертикальная сила (вдоль оси Z) на контакте бойка с гильзой равна вертикальной силе на контакте гильзы и дорна. Из рис.7 получаем выражение, аналогичное (8):

$$\rho_{вн}^{z} = \frac{\rho_{вн}}{r_{д}} \sqrt{r_{д}^{2} - y^{2}} \qquad (11)$$

где $\rho_{вн}$ – радиальное напряжение на поверхности контакта гильзы и дорна; $r_{д}$ – радиус сечения дорна.

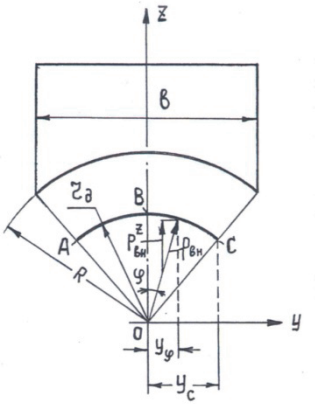


Рис. 7 Определение $p_{вн}^{z}$ на внутренней поверхности гильзы во второй стадии обжатия

Граничные значения удельного давления в точках А и С равны:

$$\rho_{вн}^{z} = \rho_{вн} \sqrt{1 - \frac{в^{2}}{4R^{2}}} \qquad (12)$$

Тогда верхняя оценка силы, приходящейся на единицу длины бойка во второй стадии:

$$P_{верх.}^{II} = \rho_{вн} \times в \times \frac{r_{д}}{R} \qquad (13)$$

Нижняя оценка силы в той же стадии:

$$P_{ниж.}^{II} = \rho_{вн} \times \frac{в}{2} \times \frac{r_{д}}{R} \left(1 + \sqrt{1 - \frac{в^{2}}{4R^{2}}}\right) \qquad (14)$$

По формулам (13) и (14) определяются верхнее и нижнее значения силы бойка во второй стадии обжатия, когда предварительно известно

радиальное удельное давление $\rho_{вн}$ на контактной поверхности гильзы и дорна.

По данным работы [1, с. 148] допустимые ускорения торможения $\alpha_{макс}$ подвижных масс (включая гильзу) подающего аппарата имеют разные значения в разные периоды прокатки гильзы. Сразу после затравки гильзы эти значения минимальны. После прокатки половины длины гильзы допустимые ускорения торможения увеличиваются в 1,6÷2 раза. В конце прокатки гильзы эти значения максимальны: в 2,4÷3 раза больше, чем в первый период. Из этого следует, что в первую очередь нужно повысить допустимое ускорение торможения в первый период прокатки. Поэтому место обжатого участка гильзы должно находиться на второй половине гильзы, т.е. на половине гильзы, обращенной к дорновому замку.

Дополнительная сила сцепления гильзы с дорном, возникающая вследствие обжатия ее четырехбойковым прессом, определяется выражением:

$$P_{доп.} = m_{г} \times (\alpha^{I}_{макс} - \alpha_{макс}) \qquad (15)$$

где $\alpha^{I}_{макс}$ – допустимое ускорение торможения гильзы, обжатой бойками; $m_{г}$ – масса гильзы; $\alpha_{макс}$ – допустимое ускорение торможения гильзы, не обжатой бойками.

Эта сила обусловлена контактными напряжениями трения на поверхностях соприкосновения гильзы с дорном, поэтому можно написать:

$$P_{доп.} = F_{об} \times \rho_{вн} \times f \qquad (16)$$

Из равенства правых частей выражений (15) и (16) получаем:

$$\rho_{вн} = \frac{m_{г}(\alpha^{I}_{макс} - \alpha_{макс})}{F_{об} \times f}, \qquad (17)$$

где $F_{об}$ – суммарная для четырех бойков площадь контакта гильзы с дорном; f – коэффициент трения на контактных поверхностях.

Суммарная площадь контакта гильзы с дорном, согласно рис. 4 и 7, определяется выражением:

$$F_{об} = 8 r_{д} \times L \times arcsin \frac{в}{2R}, \qquad (18)$$

где L – длина бойка в направлении оси X (см. рис. 4б).

Пример расчета.

Выполним количественную оценку силы обжатия гильзы на конкретном примере. Для прокатки труб диаметром 377 мм используются гильзы с наружным диаметром 505 мм и внутренним диаметром 389 мм. Примем две марки стали: углеродистую 45 и высоколегированную Х18Н12М2Т. Определяем пределы текучести этих сталей при статическом нагружении и температуре 1150 ^{0}С [5]:

σs = 28 МПа для стали 45; σs = 33 МПа для стали Х18Н12М2Т.

Первая стадия обжатия гильзы

По формуле (7) определяем радиальное напряжение на контактной поверхности гильзы и бойка:

$$\rho = \frac{1{,}15 \times 28}{1 - \dfrac{(252{,}5)^2 + (194{,}5)^2}{(252{,}5)^2 - (194{,}5)^2}} = -11{,}03 \text{ МПа для стали 45;}$$

$$\rho = \frac{1{,}15 \times 33}{1 - \dfrac{(252{,}5)^2 + (194{,}5)^2}{(252{,}5)^2 - (194{,}5)^2}} = -16{,}96 \text{ МПа для стали Х18Н12М2Т.}$$

Принимаем ширину бойка *в*=345 мм. По формуле (9) находим верхнюю оценку силы, приходящейся на единицу длины бойка.

$$P^I_{верх} = 11{,}03 \times 0{,}345 = 3805{,}35 \text{ кН/м для стали 45;}$$

$$P^I_{верх} = 16{,}96 \times 0{,}345 = 5851{,}2 \text{ кН/м для стали Х18Н12М2Т.}$$

По формуле (10) находим нижнюю оценку той же силы:

$$P^I_{ниж.} = \frac{11{,}03}{2}\left[1 + \sqrt{1 - \frac{(0{,}345)^2}{4 \times \left(\frac{0{,}505}{2}\right)^2}}\right] \times 0{,}345 = 3073{,}8 \text{ кН/м для стали 45;}$$

$$P^I_{ниж.} = \frac{16{,}96}{2}\left[1 + \sqrt{1 - \frac{(0{,}345)^2}{4 \times \left(\frac{0{,}505}{2}\right)^2}}\right] \times 0{,}345 = 5061{,}3 \text{ кН/м для стали Х18Н12М2Т.}$$

Среднее значение силы бойка, приходящееся на единицу его длины:

$$P^I_{ср} = \frac{3073{,}8 + 3805{,}35}{2} = 3440 \text{ кН/м для стали 45;}$$

$$P^{I}_{ср} = \frac{5061{,}3 + 5851{,}2}{2} = 5456 \text{ кН/м для стали Х18Н12М2Т.}$$

Придавая различные значения длине бойка L при постоянной ширине, определим ряд значений силы бойка по формуле $P^{I} = P^{I} \times L$. Полученные значения силы сведены в таблицу 1.

Таблица 1 Сила бойка в первой стадии обжатия гильзы, кН

Сталь	Длина бойка L, м			
	0,1	0,2	0,3	0,4
45	344	688	1032	1376
Х18Н12М2Т	545,6	1091,2	1636,8	2182,4

Вторая стадия обжатия гильзы

Допустим, поставлена задача увеличить допустимое ускорение торможения подвижных частей подающего аппарата с гильзой от $\alpha_{макс} = 40$ м/с^2 до $\alpha^{I}_{макс} = 60$ м/с^2. По выражению (17) с подстановкой в него (18) определяем требуемое контактное напряжение между гильзой и дорном:

$$\rho_{вн} = \frac{2707\ (60 - 40)}{8 \times 0{,}182\ L \times \arcsin \dfrac{0{,}345}{2 \times 0{,}2525} \times 0{,}3} = 165262{,}5 \times \frac{1}{L} \qquad (19)$$

здесь $m_{г} = 2707 \dfrac{H \cdot c^2}{м}$ - масса гильзы; f = 0,3 – коэффициент трения между гильзой и дорном; $r_{д} = 0{,}182$ – радиус сечения дорна.

Придавая те же значения длине бойка, по выражению (19) получим соответствующие значения удельного давления на контакте дорна и гильзы, (см. табл. 2). Далее по формулам (13) и (14) находим верхнюю и нижнюю оценки силы, а затем среднюю силу $P^{II}_{ср} = \dfrac{P^{II}_{верх} + P^{II}_{ниж}}{2}$.

Таблица 2 Удельное давление на контактной поверхности дорна с гильзой и дополнительная сила бойка во второй стадии обжатия

Параметр	Длина бойка L, м			
	0,1	0,2	0,3	0,4
$p_{вн}$, МПа	1,65	0,83	0,55	0,41
P^{II}_{ch}, кН	38,2	38,5	38,2	38

По данным табл. 2 можно сделать вывод о независимости силы бойка во второй стадии обжатия от длины бойка и марки материала гильзы. Сравнение данных табл. 1 и 2 показывает, что сила бойка во второй стадии обжатия составляет небольшую добавку к силе в первой стадии, принимая наибольшее значение при коротком бойке и наименьшее значение при длинном бойке.

Учитывая непрерывность нагружения бойка при переходе от первой стадии обжатия ко второй, следует для выбора усилия пресса суммировать силы двух стадий, а изменением длины бойка можно изменять силу обжатия гильзы, приближая ее к тоннажу пресса. Суммарная сила бойка на первой и второй стадиях обжатия приведена в табл. 3 и на рис.8

Таблица 3 Суммарная сила Р бойка на первой и второй стадиях обжатия, кН

Сталь	**Длина бойка L, м**			
	0,1	**0,2**	**0,3**	**0,4**
45	426	726	1070	1414
Х18Н12М12Т	583	1129	1674	2220

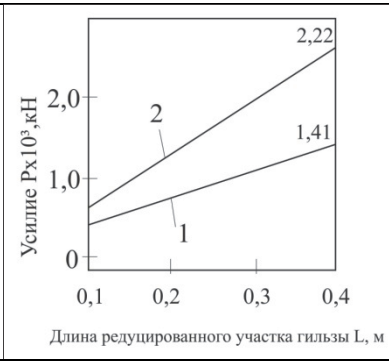


Рис. 8 Изменение полного усилия Р в зависимости от длины редуцированного участка L гильзы из стали 45(1) и стали Х1812М2Т(2)

Для реализации предложенной технологии разработана концепция четырехбойкового ковочного пресса, у которого два боковых (горизонтальных) бойка являются ведущими [6]. При этом вертикальные бойки получают движение и силу от боковых траверс через наклонные контактные поверхности. В результате этого сила каждого приводного цилиндра в 1,3 раза меньше, чем при схеме с приводным верхним бойком и неподвижным нижним бойком. Так, для нашего случая необходимая сила гидроцилиндра каждого бокового (горизонтального) бойка равна 2,2 Р. Для получения максимальной расчетной силы Р (при L = 0,4 м и материала гильзы Х18Н12М2Т) нужен горизонтальный гидравлический цилиндр развивающий силу $P_{пр} = 2,2 \cdot 2220 = 4884$ кН (488 тс) или округленно 5000 кН (500 тс). Для создания такого усилия при давлении рабочей жидкости 20 МПа диаметр плунжера рабочего гидроцилиндра должен быть 630 мм.

Преимуществом способа подготовки заднего конца гильзы на участке внестановой зарядки путем его обжатия на дорне в четырехбойковом прессе является возможность создания натяга между гильзой и дорном даже при небольших обжатиях по диаметру гильзы. Вместе с тем, использование четырехбойкового пресса для обжатия заднего конца гильзы на дорне, увеличивает продолжительность передачи гильзы к пильгерстану на действующих станах. Поэтому такая технология целесообразна при проектировании новых пилигримовых агрегатов.

Нами разработана концепция двухбойкового гидравлического пресса и технология обжатия заднего конца гильзы на дорне на участке внестановой зарядки пилигримового стана ТПА 5-12 ПАО «Интерпайп НТЗ». Предложено два варианта технологии подготовки задних концов гильз для увеличения сцепления между гильзой и дорном перед пилигримовой прокаткой.

Согласно первого варианта задний конец гильзы обжимается бойками гидравлического пресса с размещенными в них под углом φ = 90°. криволинейными вставками 5 (рис.11). Расстояние от заднего торца гильзы 6 до обжимаемого участка составляет ℓ. При этом длина обжимаемого участка соответствует ширине В вставки 5 и составляет B = (0,3 – 0,5) $D_г$, а ℓ = (0,1 – 0,2) $D_г$, где – $D_г$ диаметр гильзы.

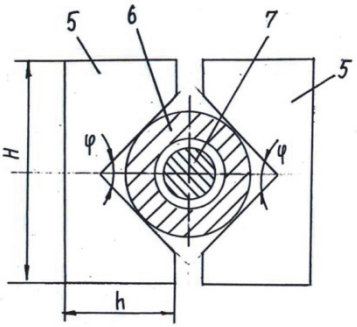


Рис. 11 Общий вид очага деформации перед обжатием

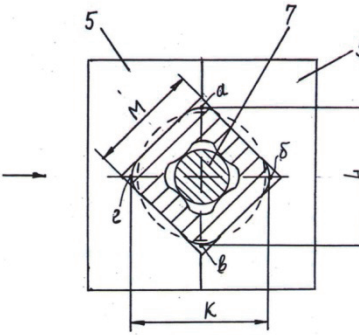


Рис. 12 Профиль обжатой гильзы

В результате обжатия заднего конца гильзы вследствие принятой геометрии криволинейных вставок 5 бойков происходит перераспределение макропотоков деформируемого металла с более равномерной схемой четырехстороннего обжатия гильзы. Как показано на рис.12 наружный контур обжатого сечения гильзы имеет форму четырехугольника с криволинейными переходами от одной стороны к другой, что определяется формой вставок 5 и уширением металла в сводные зоны. После кантовки гильзы на угол 45 ^{0}, когда точка α сечения гильзы (рис. 12) переместится в точку $α_1$ (рис. 13) при рабочем ходе пресса вставки 5 бойков 4 обжимают гильзу на дорне таким образом, что полученное в результате повторного обжатия сечение имеет форму шестигранника с двумя скругленными вершинами по разъему вставок 5, что обусловлено преимущественным течением металла в этом направлении.

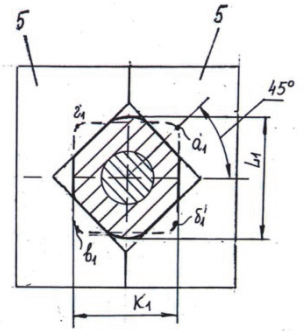


Рис. 13 Профиль обжатой гильзы после кантовки на 45^0 и повторного обжатия

Согласно второму варианту технологии обжатия заднего конца гильзы на дорне эта деформация осуществляется с измененной калибровкой вставок, на которых выполнены выпуклости (рис.14). В результате относительно равномерной схемы четырехстороннего обжатия гильзы выпуклостями 3, вставок 2 схема поперечного очага деформации имеет вид, приведенный на рис.15. При этом на наружной поверхности гильзы имеют место вмятины, размеры которых определяются радиусом R выпуклостей 3 и величиной внедрения (обжатия) гильзы. По разъему вставок 2 имеет место увеличение диаметра гильзы до размера L. Принятая схема обжатия гильзы обеспечивает устранение зазора между гильзой и дорном, а определенная величина обжатия гарантирует создание необходимого давления металла гильзы на дорн, что является предпосылкой надежного сцепления между ними.

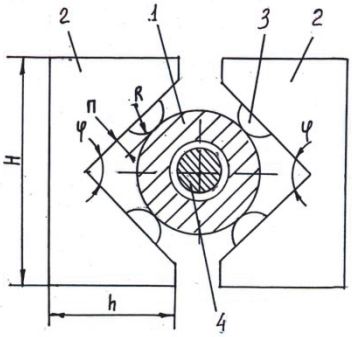


Рис. 14 Общий вид вставок с выпуклостями

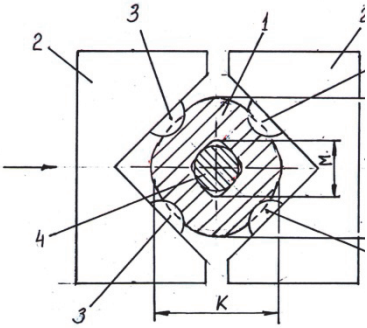


Рис. 15 Профиль обжатой гильзы

Создание сцепления гильзы с дорном предложенным способом позволяет увеличить число оборотов валков пилигримового стана (при одновременном синхронном увеличении числа двойных ходов плунжера падающего аппарата с гильзой и дорном). Это позволит увеличить скоростной режим прокатки с числа оборотов валков n=64 об/мин до

n_1=70 об/мин с самого начала процесса прокатки, что снизит машинное время прокатки и соответственно повысит производительность пилигримового стана и всего трубопрокатного агрегата.

Выводы

1. Теоретически определены усилия радиального обжатия гильзы на дорне для увеличения сцепления между ними. Теоретическая модель построена для случая редуцирования заднего конца гильзы на дорне в четырехбойковом прессе с целью выбора усилия гидравлического пресса.

2. Разработана концепция горизонтального двухбойкового гидравлического пресса и технология обжатия заднего конца гильзы на дорне профильными бойками для увеличения сцепления гильзы с дорном в начальный период пилигримовой прокатки и повышения тем самым числа оборотов валков и производительности стана.

3. Расчеты показали, что определяющей для выбора усилия пресса служит первая стадия обжатия гильзы, в зоне которой устраняется радиальный зазор между гильзой и дорном. Для выбора усилия пресса силу, рассчитанную для первой стадии обжатия, следует увеличить на 7÷11% при коротком бойке или на 2-3 % при длинном бойке.

4. Следует учитывать теплообмен между дорном и гильзой в месте обжатия, который, с одной стороны, способствует подогреву дорна и его расширению, а с другой стороны – охлаждению гильзы и уменьшению ее диаметра. Поэтому можно ожидать надежного «схватывания» дорна и гильзы в месте обжатия.

1. *Оборудование* цехов с пилигрмовыми трубопрокатными установками / С.Н.Кожевников, А.В.Праздников, А.М Иоффе и др. Под ред. С.Н. Кожевникова. – М.: Металлургия, 1974. – 254 с.
2. *Теория* обработки металлов давлением / И.Я.Тарновский, А.А.Поздеев, О.А.Ганаго и др. Под ред. И.Я.Тарновского. – М.: Металлургиздат, 1963. – 672 с.
3. *Сопротивление* материалов: Учебник для вузов / Г.С.Писаренко, В.А.Агарев, А.П.Квитка и др. – К.: Вища школа, 1986. – 776 с.
4. *Целиков А.И.* Теория расчета усилий в прокатных станах. – М.: Металлургиздат, 1962. – 494 с.
5. *Зюзин В.И., Бровман М.Я., Мельников А.Ф.* Сопротивление деформации сталей при горячей прокатке. – М.: Металлургия, 1964. – 268 с.
6. *Пат. UA 92316 U Україна*, МПК B21j 13/00. Чотирибойковий кувальний пристрій / Стасевський С.Л., Добряк В.Д., Угрюмов Ю.Д., Балакін В.Ф.; заявник та патентовласник Державне підприємство «Український інститут по проектуванню металургійних заводів». - № V201402654; заявл. 17.03.2014 р., опубл. 11.08.2014 р., Бюл. № 15.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук И.Ю.Приходько

В.А.Балакін, С.Л.Стасевський, В.Д.Добряк, Ю.Д.Угрюмов

Удосконалення гарячої пілігрімового прокатування труб за рахунок управління зазором між гільзою і дорном

Виконано аналіз впливу зазору між гільзою і дорном на процес гарячого пілігрімового прокатування труб. Запропоновано методику визначення зусилля обтиску ділянки гільзи на дорні з метою збільшення зчеплення між ними в початковий період прокатування для вибору гідравлічного преса. Розроблено пропозиції та запропоновано пристрої для збільшення зчеплення гільзи з дорном в початковий період пілігрімового прокатування.

Ключові слова: пілігрімове прокатування, гільза, дорн, зазор, методика визначення зусилля обтиску гільзи

V.A.Balakin, S.L. Stasevsky, V.D.Dobrijak, Y.D.Ugriumov

Improved hot pilger tube rolling by controlling the clearance between the sleeve and the dorn

The analysis of the impact of the gap between the sleeve and mandrel in the process of hot rolling tube Pilger. The method of determining the force compression sleeve portion on the mandrel in order to increase adhesion between them rolling in the initial period for selecting a hydraulic press. Proposals and an apparatus for increasing the coupling sleeve with the mandrel in the initial period of pilger rolling.

Keywords: Pilger rolling, the sleeve, the mandrel, a gap technique for determining the efforts sleeve crimping

УДК: 669.1123.227.1:669.14.24:621.771.294

А.И.Бабаченко, Е.Г.Дёмина, А.В.Кныш, А.Н.Хулин, Ж.А.Дементьева

ВЛИЯНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НАГРЕВА И СОДЕРЖАНИЯ УГЛЕРОДА НА РОСТ ЗЁРЕН АУСТЕНИТА В УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЯХ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОЛЁС

Институт чёрной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины

Исследовали влияние температуры нагрева и содержания углерода на рост зёрен аустенита в углеродистых сталях для производства железнодорожных колёс. Установлено, что температура начала интенсивного роста зёрен аустенита для стали марки ER 7 (0,4–0,5%C) составляет ~ 1000^0C, для стали марки 2 (0,5–0,6%C) – ~ 1100^0C. Можно рекомендовать температуру нагрева колёсных заготовок под горячую деформацию на уровне 1230 ± 10^0C

Ключевые слова: заготовка для железнодорожных колёс, углеродистая сталь, температура нагрева, зерно аустенита

Современное состояние вопроса. Существенным этапом в формировании механических свойств железнодорожных колёс является операция нагрева исходных заготовок под деформацию. Основное значение этой операции заключается в передаче металлу необходимого запаса пластичности для формообразования и выравнивания состава стали. С повышением температуры нагрева увеличивается пластичность металла, более интенсивно протекает процесс выравнивания состава в осях и межосных участках дендритов. Однако повышение однородности стали вследствие гомогенизации и, соответственно, рост характеристик механических свойств металла и уменьшение их анизотропии сопровождается отрицательными сторонами – с ростом температуры и времени выдержки увеличивается величина зерна и степень пограничной адсорбции примесей, что отрицательно сказывается на уровне пластичности и вязкости.

В работе [1] было определено, что по сечению непрерывнолитых заготовок Ø 450 мм из углеродистых сталей средний размер зёрен аустенита изменяется ~ 2 раза и составляет в поверхностных слоях $D_{исх.} = 850$ мкм, в центральных слоях – $D_{исх.} = 1800$ и 1650 мкм для стали ER 7 и марки 2 соответственно.

Цель работы данного исследования заключалась в установлении влияния температуры нагрева под горячую деформацию и содержания углерода на рост зёрен аустенита в углеродистых сталях для производства железнодорожных колёс.

Материал и методика исследования. Материал исследования – образцы 30×15×15 мм, вырезанные в поверхностных и центральных слоях непрерывнолитых заготовок Ø450 мм, из стали ER 7 (0,4–0,5%C) и стали марки 2 (0,5– 0,6%C). Химический состав исследованных сталей представлен в таблице 1.

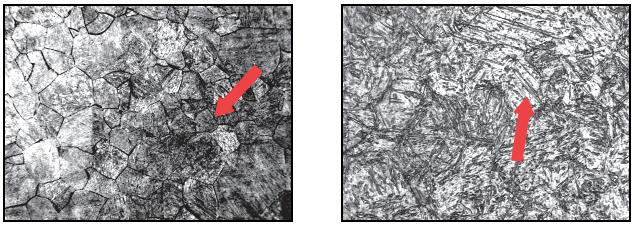
Таблица 1. Химический состав исследуемых углеродистых сталей

Марка стали	Содержание основных элементов, % масс.				
	C	Mn	Si	P	S
2 по ГОСТ 10791 – 2011	0,57	0,73	0,29	0,011	0,005
Требования ГОСТ 10791 – 2011	0,55–0,63	0,50–0,90	0,22–0,45	≤ 0,030	≤ 0,025
ER 7 по EN 13262 (D)	0,48	0,73	0,29	0,008	0,005
Требования EN 13262 (D)	≤ 0,52	≤ 0,80	≤ 0,40	≤ 0,020	≤ 0,015

Нагрев исходных колёсных заготовок перед горячей деформацией в колесопрокатных цехах производят в кольцевых методических печах с вращающимся подом в течение 6 часов до 1260–1280^{0}С. Для моделирования процесса нагрева заготовок в кольцевой печи в лабораторных условиях образцы нагревали до температур 810–1300^{0}С в печи СНОЛ–1.1.2,5/14 со скоростью нагрева 5^{0}С/мин. Температуру в печи измеряли Pt – Pt 10%Rh термопарой и милливольтметром МПП–254 М. Время выдержки рассчитывали 1,5 мин. на 1 мм сечения. Структурное состояние аустенита фиксирования закалкой образцов в 10-% водном растворе NaCl.

Микроструктуру образцов выявляли травлением в 4-% спиртовом растворе азотной кислоты (HNO_3) – ниталь. Металлографический анализ выполнен на световых микроскопах «Axiovert 200 M MAT» и «Neophot 32» производства фирмы «Carl Zeiss». Подсчёт размеров зёрен выполнен методом секущих в программе «AxioVision 4.6.3» в полуавтоматическом режиме.

Размер зёрен аустенита определяли либо по выделившейся по границам сетке троостита (рис.1,а), либо по длине мартенситных игл (рис.1,б). Мартенсит имеет характерное игольчатое строение. Размер игл (кристаллов) определяется размером исходного аустенитного зерна (первые иглы мартенсита проходят через все зерно). Поэтому, чем мельче исходное зерно аустенита, тем мельче кристаллы мартенсита [2].

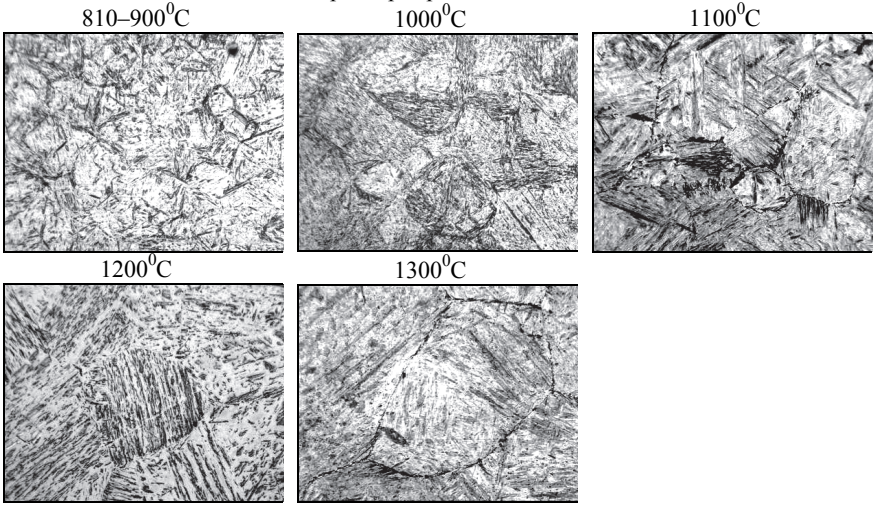


а б

Рис.1. Микроструктура углеродистой стали ER 7 после закалки: а – структура мартенсита с выделениями троостита на границах зёрен, × 50; б – мартенсит линзообразный, × 500

Результаты исследований. Микроструктура образцов углеродистых сталей ER 7 и марки 2 после нагрева до температур 810–1300^{0}С показана на рис. 2 и 3.

Образцы, вырезанные из поверхностных слоёв НЛЗ Ø450 мм.
Исходный размер зерна D исх. = 850 мкм



Образцы, вырезанные из центральных слоёв НЛЗ Ø 450 мм.
Исходный размер зерна D исх. = 1800 мкм

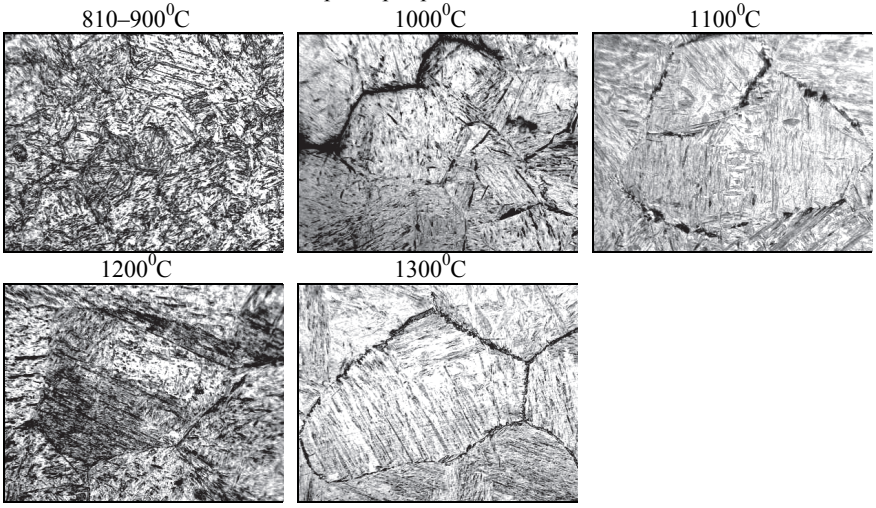
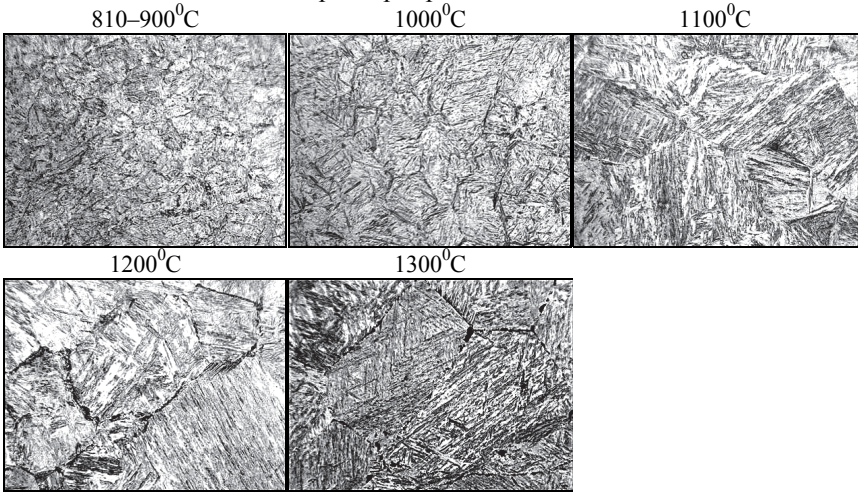


Рис.2. Микроструктура образцов стали ER 7 после нагрева, × 400

Образцы, вырезанные из поверхностных слоёв НЛЗ Ø 450 мм.
Исходный размер зерна D исх. = 850 мкм



Образцы, вырезанные из центральных слоёв НЛЗ Ø 450 мм.
Исходный размер зерна D исх. = 1650 мкм

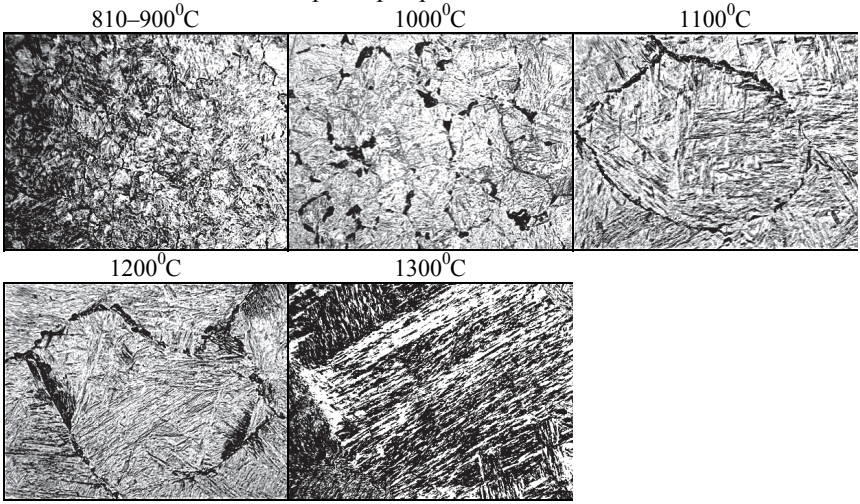


Рис.3. Микроструктура образцов стали марки 2 после нагрева, × 400

В доэвтектоидных сталях ER7 и марки 2, содержащих 0,40–0,65% С и имеющей исходную феррито-перлитную структуру при температуре 20^{0}С, при нагреве до температуры Ac_1 растворяется немного цементита. При нагреве выше температуры эвтектоидного равновесия происходит аустенитизация перлита. Образование первых зёрен аустенита в углеродистой стали происхо-

дит путём возникновения его зародышей на границах раздела фаз феррит/цементит и последующего их роста за счёт этих фаз. В процессе превращения сначала исчезает феррит, а затем уже цементит. Так как эта межфазная граница весьма разветвлена, то превращение начинается с образования множества мелких зёрен. После растворения цементитных частиц концентрация углерода в различных участках аустенита неодинаковая: в местах, где был феррит, она пониженная, в участках, где находился цементит, она повышенная. После первого этапа аустенитизации перлита сталь имеет аустенито-ферритную структуру. Во время нагрева до температуры Ac_3 феррит в результате полиморфного превращения $\alpha \leftrightarrow \gamma$ превращается в аустенит. С повышением температуры нагрева выше Ac_3 процесс аустенитизации в доэвтектоидной стали полностью завершается [3].

Поскольку количество зародышей аустенита всегда велико, к моменту окончания аустенитизации сталь имеет мелкозернистую структуру. Размер этих зёрен характеризует так называемую величину начального зерна аустенита (рис.4). Немедленно вслед за образованием аустенита начинается рост его зёрен (по Д.К.Чернову – «грануляция»), заключающийся в слиянии и поглощении мелких зерен более крупными, т. е. наступает собирательная рекристаллизация аустенита. Рост зерна – самопроизвольно протекающий процесс, так как при этом уменьшается суммарная поверхность зёрен (уменьшается поверхностная энергия), высокая температура обеспечивает лишь достаточную его скорость. Рассматриваемый обычно действительный размер зерна аустенита оказывается большим при более высокой температуре.

В результате нагрева до температуры 810^0C (Ac_3 = 785, 780, 760^0C для стали с содержанием углерода 0,44, 0,53 и 0,55% масс.) образуются мелкие начальные зёрна аустенита, размер которых составляет для стали ER 7 и марки 2 в образцах, вырезанных в поверхностных слоях и центральных слоях НЛЗ, – 30 мкм (рис.5). В интервале температур 810–900^0C размер зёрен аустенита увеличивается незначительно. Наследственной связи размера зёрен аустенита с размером исходных зёрен аустенита в микроструктуре непрерывнолитых заготовок не наблюдается.

Отсутствие наследственной связи можно объяснить следующим образом. Как показано в работе В.Д.Садовского [4], образование аустенита при нагреве может проходить по двум конкурирующим механизмам фазовых превращений: кристаллографически неупорядоченному и упорядоченному. При неупорядоченном механизме образования аустенита полиморфное $\alpha \leftrightarrow \gamma$ превращение сопровождается перекристаллизацией, т.е. изменением величины и ориентации вновь образующихся зёрен γ–фазы по отношению к исходной α–фазе. При упорядоченном механизме переход не сопровождается перекристаллизацией, которая протекает при более высоких температурах вследствие первичной рекристаллизации наклёпанного при сдвиговом превращении аустенита. Главным фактором, определяющим возможность того или иного механизма перекристаллизации, является тип исходной структуры, а точнее её кристаллографическая упорядо-

ченность. При исходной неупорядоченной (равновесной) структуре (ферритокарбидная смесь – ФКС) имеет место только неупорядоченный механизм перекристаллизации. При исходной упорядоченной (неравновесной) структуре (мартенсит, бейнит, видманштетт) может наблюдаться тот или другой механизм перекристаллизации. В этом случае реализация одного из них будет определяться содержанием легирующих элементов в стали и скоростью нагрева [5].

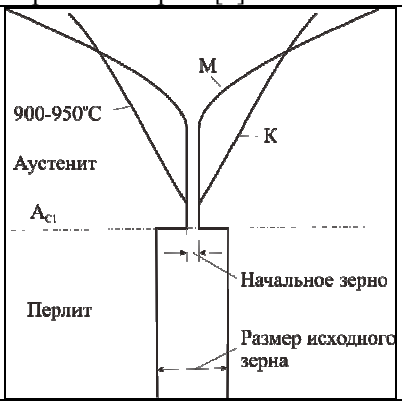


Рис.4. Схема роста зерна в наследственно крупнозернистой стали (К) и мелкозернистой сталях (М) [3]

При нагреве образцов углеродистых сталей ER 7 и марки 2 выше критических точек происходит полиморфное превращение. При этом зародыши аустенита всегда образуются по сдвиговому механизму, причём данный процесс совпадает с рекристаллизацией наклёпанного при фазовом превращении аустенита. Поэтому при переходе через критическую точку образуется мелкое зерно аустенита. Процессы фазового перехода и рекристаллизации при таком механизме совпадают.

Таким образом, при нагреве образцов, вырезанных в поверхностных и центральных слоях непрерывнолитых заготовок Ø450 мм из углеродистых сталей ER 7 и марки 2, со скоростью 5^0C / мин. до температур 810–900^0C влияние разницы более чем в 2 раза исходного размера зёрен аустенита и литой неупорядоченной структуры перлита и избыточного феррита (с соотношением фаз 95%/5% соответственно) полностью нивелируется.

Дальнейший нагрев образцов в аустенитной области будет приводить к росту зерна аустенита (собирательной рекристаллизации). Причём интенсивный рост зёрен аустенита в стали марки ER 7 начинает наблюдаться при температуре 1000^0C, в то время как для стали марки 2 – при более высокой 1100^0C (рис.5). Вероятно, в этом случае проявляется влияние углерода, как примесного элемента. Повышение его содержания в углеродистой стали марки 2 замедляет процесс рост зёрен аустенита до температуры нагрева 1100^0C.

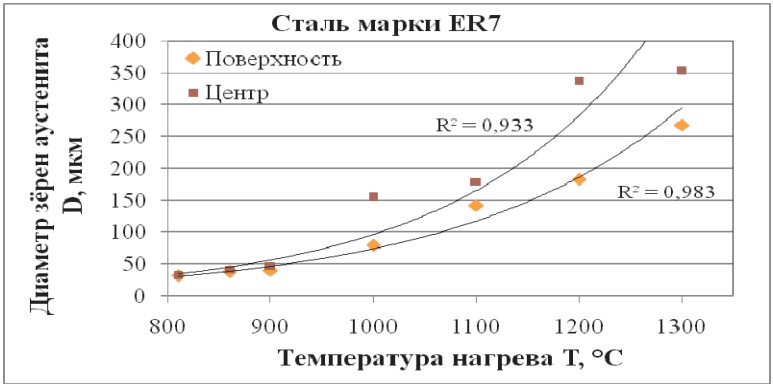
Начиная от температур 1000 и 1100^0C для сталей ER 7 и марки 2 соответственно и до температуры 1300^0C, в микроструктуре аустенита наблю-

дается разница в росте зёрен в образцах, вырезанных из поверхностных и центральных слоях (рис.5,а,б). Причём более крупными зёрнами аустенита отличаются образцы, которые были вырезаны из центральных слоёв НЛЗ обеих сталей. Это связано с тем, что центральные слои НЛЗ обогащены легирующими и примесными элементами, вследствие их ликвации при кристаллизации стали. Повышенное содержание марганца способствует увеличению концентрации углерода в данных микрообъёмах и избирательному росту отдельных зёрен. Однако, не смотря на более интенсивное увеличение размеров отдельных зёрен аустенита, их рост протекает по нормальному механизму собирательной рекристаллизации.

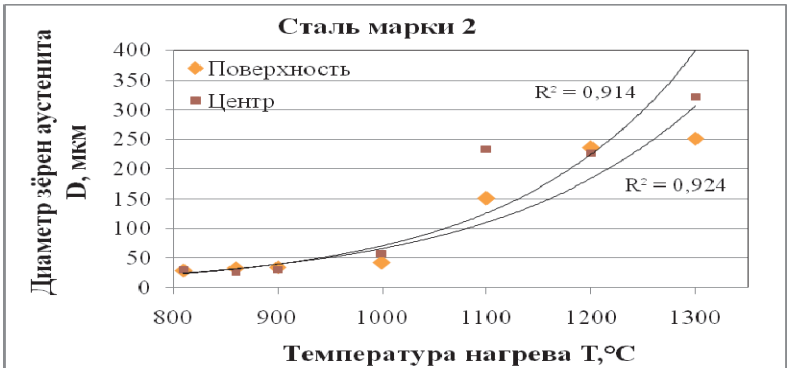
При температуре нагрева выше 1200^0С интенсивность роста зёрен увеличивается, а влияние углерода ослабевает. При температуре нагрева 1300^0С зёрна аустенита достигают максимальных размеров – порядка 300 мкм (рис.5). Понижение температуры нагрева образцов углеродистых сталей даже на 50^0С позволяет уменьшить средний размер зёрен аустенита на 30 и 20 % для углеродистых сталей ER 7 и марки 2 соответственно. Это является целесообразным при нагреве колёсных заготовок под горячую деформацию в промышленных условиях.

Для исследования влияния температуры нагрева исходных заготовок был проведен опыт по изготовлению колёс с нагревом исходных заготовок по двум режимам: первый режим до температуры 1260^0С, второй – до температуры 1170^0С [6]. В первом случае в ободе горячекатаного колеса образовались крупные зёрна 0–2 балла. Во втором случае – 2–5 балла. То есть при пониженной температуре нагрева под деформацию снижается степень развития процесса собирательной рекристаллизации деформированного аустенита. Более низкая температура нагрева по второму режиму исходных заготовок, более низкая температура конца деформации и процессов рекристаллизации обеспечили более мелкое зерно в микроструктуре горячекатаных колёс.

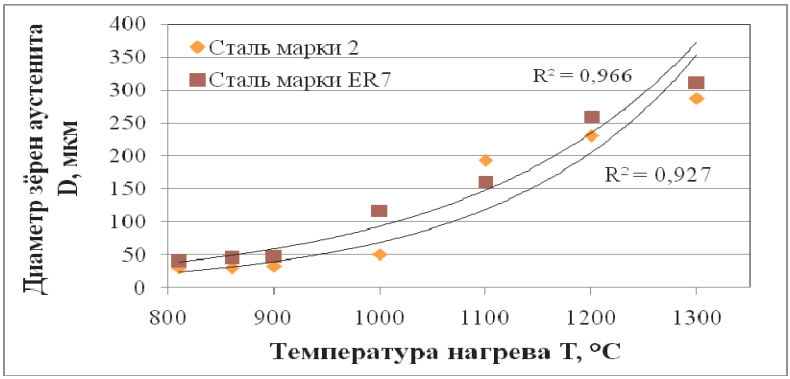
Показано, что снижение температуры нагрева колёсных заготовок под горячую деформацию на 50^0С позволило улучшить качество заготовки: улучшилось отделение окалины с поверхности, уменьшились, и даже полностью исчезли, отпечатки на торцевых поверхностях от клещей машины выгрузки заготовок из печи. С понижением температуры прочностные свойства несколько снижаются, а пластические – сильно возрастают, в том числе и ударная вязкость диска. Положительный эффект от снижения температуры нагрева заготовок под деформацию выразился в повышении уровня пластических характеристик и ударной вязкости металла обода. Рост относительного сужения составил 64%, относительного удлинения – 16%, ударной вязкости – 9% [6].



а



б



в

Рис.5. Влияние температуры нагрева на рост зёрен аустенита в углеродистых сталях марки ER 7 и марки 2

Таким образом, по результатам данного эксперимента можно сделать вывод, что оптимальной является температура нагрева исходных заготовок под горячую пластическую деформацию 1230 $\pm 10^0$C, т. е. на 50^0C ниже, чем температура нагрева заготовок по действующей в условиях производства ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» технологии.

Выводы:

1. Установлено, что при нагреве образцов непрерывнолитых заготовок Ø450 мм из углеродистых сталей (0,4–0,6% С) со скоростью 5^0C / мин. влияние исходной неупорядоченной структуры (95% перлита и 5% феррита) и разнозернистости (разница в среднем размере зёрен аустенита в поверхностных и центральных слоях заготовки более чем в два раза) полностью нивелируется во всём температурном интервале (810–1300^0C).
2. Определено, что температура начала интенсивного роста зёрен аустенита (начало собирательной рекристаллизации) для стали марки ER 7 (0,4–0,5% С) составляет ~ 1000^0C, для стали марки 2 (0,5–0,6% С) – ~ 1100^0C. При температуре нагрева выше 1200^0C интенсивность роста зёрен увеличивается, а влияние содержания углерода, как сдерживающего фактора, ослабевает.
3. На основании результатов выполненного эксперимента по влиянию температуры нагрева на рост зёрен аустенита в углеродистых сталях (0,4–0,6%С) можно рекомендовать температуру нагрева колёсных заготовок под горячую деформацию 1230 $\pm 10^0$C, т. е. на 50^0°C ниже, чем температура нагрева заготовок по действующей в условиях производства ПАО «ИНТЕРПАЙП НТЗ» технологии. Это позволит улучшить качество колёсных заготовок и готовых колёс.

1. *Особенности* структурообразования углеродистых и низколегированных сталей в процессе охлаждения слитка и непрерывнолитых заготовок / А.И.Бабаченко, Е.Г.Дёмина, А. В.Кныш и др. // Строительство, материаловедение, машиностроение. Сб. науч. трудов. ПДАСА. 2015. – Вып.81 – С.37-43.
2. *Основы* термической обработки сталей (конспект лекций) для самостоятельной работы студентов очного и заочного факультетов. Уральский государственный лесотехнический университет. Кафедра технологии металлов. Блюм Э.Э., Потехин Б.А., Резников В.Г. [Электронный ресурс] Режим доступа: http://tmetall.narod.ru/mater/materpos/konspekt1.html.
3. *Гуляев А.П.* Металловедение. – М.: Металлургия, 1977. – 646 с.
4. *Садовский В.Д.* Структурная наследственность в стали. – М.: Металлургия, 1973. – 208 с.
5. *Теоретические* основы легирования. [Электронный ресурс]. Пятифан. Режим доступа: http://5fan.ru/wievjob.php?id=7339.

6. *Исследование* формообразования, особенностей структурообразования и формирования комплекса свойств в цельнокатаных колёсах, бандажах и осях при их производстве из непрерывнолитых заготовок [Текст]: отчёт о НИР Институт чёрной металлургии НАН Украины; рук. Узлов И.Г., Лохматов А.П., Перков О.Н., исполн. Моисеева Л. А., Тарасова В.А. [и др.]. – Днепропетровск, 1994. – 81 с.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук, проф. Г. В. Левченко

О.І.Бабаченко, К.Г.Дьоміна, А.В.Книш, А.М.Хулін, Ж.А.Дементьєва

Вплив температури нагріву та вмісту вуглецю на ріст зерен аустеніту в вуглецевих сталях для виробництва залізничних коліс

Встановлено вплив температури нагріву під гарячу деформацію та вмісту вуглецю на зростання зерен аустеніту в вуглецевих сталях для виробництва залізничних коліс. Визначено, що температура початку інтенсивного зростання зерен аустеніту (збиральної рекристалізації) для сталі марки ER 7 (0,4–0,5%С) складає ~ 1000^0С, для сталі марки 2 (0,5–0,6%С) – ~ 1100^0С.

Ключові слова: вуглецева сталь, температура нагріву, зерно аустеніту, колісна заготівка

A.I.Babachenko, K.G.Domina, A.V.Knysh, A.N.Khulin, Zh.A.Dementeva

The effect of heating temperature and carbon content on the growth of austenite grains in carbon steels for manufacture of railway wheels

The effect of heating temperature for the heat deformation and the carbon content on the growth of austenite grains in carbon steels for the railway wheels production has been established. It has defined that the temperature of the beginning of intense growth of austenite grains (collective recrystallization) for steel ER 7 (0,4–0,5%C) is about 1000^0C, for steel grade 2 (0,5–0,6%C) is about 1100^0C.

Keywords: carbon steel, the heating temperature, the austenite grains, the workpiece wheels

УДК: 669.112.227.1:669.141.24:621.771.294

А.И.Бабаченко, А.В.Кныш, А.А.Кононенко, Н.В.Пушкаренко, Е.А.Шпак

ВЫБОР ТЕМПЕРАТУРЫ НАГРЕВА ПОД УПРОЧНЯЮЩУЮ ТЕРМООБРАБОТКУ МИКРОЛЕГИРОВАННОЙ СТАЛИ ДЛЯ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОЛЕС

Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины

Выполнены аналитические исследования влияния химических элементов на механические и технологические свойства сталей для железнодорожных колес. Обоснована система легирования сталей для производства железнодорожных колес с высоким комплексом свойств. Установлено, что для стали, содержащей 0,9% Cr и 0,41% Ni, оптимальной температурой нагрева под упрочняющую термическую обработку является 850^0C, для стали состава 0,21% Cr и 0,70% Ni – температура 900^0C.

Ключевые слова: железнодорожные колеса, микролегированная сталь, легирующие элементы, упрочняющая термическая обработка

Состояние вопроса. Уровень физико-механических свойств и эксплуатационных характеристик железнодорожных колёс во многом зависит от химического состава стали [1]. В мировой практике были проведены различные исследования сталей для железнодорожных колес. Организациями и предприятиями стран СНГ выполнен большой объем работ по созданию низколегированных и микролегированных сталей, который позволил определить влияние отдельных легирующих элементов (Mn, Si, Cr, Ni, Mo, V и др.) на структурное состояние и комплекс эксплуатационных свойств колёс.

Для легирования колёсной стали необходимо применять элементы, которые обеспечивают соответствующий комплекс механических свойств, а также необходимую деформируемость, обрабатываемость на металлорежущих станках, низкую флокеночувствительность и др. Эффективность легирования стали во многих случаях зависит от распределения легирующих элементов между твердым раствором и карбидной фазой.

При выборе химического состава стали для колёс обычно руководствуются следующими соображениями. Углерод наиболее важный и наиболее дешевый элемент в стали. Регулируя его содержание в стали, можно добиться разных свойств в готовых изделиях. При повышении содержания углерода увеличивается прочность металла, его износостойкость, которая очень важна для железнодорожных колёс. Повышается и контактная прочность.

Углерод является главным упрочняющим элементом. Упрочняющий эффект углерода состоит из упрочнения твердым раствором и упрочнения за счет дисперсионного твердения в результате выделения карбидов. С увеличением содержания углерода в стали ее прочность увеличивается, но пластичность снижается. Углерод имеет умеренную тенденцию к макросег-

регации в ходе кристаллизации. Макросегрегация углерода обычно проявляется более значительно, чем у всех других легирующих элементов. Углерод имеет сильную тенденцию сегрегировать на дефектах в сталях, таких как границы зерен и дислокации. Карбидообразующие элементы могут взаимодействовать с углеродом и образовывать легированные карбиды [2].

Марганец присутствует практически во всех сталях в количестве от 0,30 % и более. Он имеет меньшую тенденцию к сегрегации, чем любой другой легирующий элемент. Марганец благоприятно влияет на деформируемость сталей. Он не образует в сталях своего карбида, а только легирует цементит. Марганец является γ-стабилизатором и расширяет аустенитную область диаграммы состояния. Большое содержание марганца (более 2%) приводит к возрастанию тенденции к растрескиванию и короблению при закалке.

Кремний является одним из основных раскислителей, которые применяют при выплавке сталей. Кремний полностью растворяется в феррите при содержании кремния до 0,30%. Он увеличивает прочность феррита, почти не снижая его пластичности. При содержании кремния выше 0,40 % в углеродистой стали общего назначения происходит некоторое снижение пластичности.

В комбинации с марганцем или молибденом кремний обеспечивает более высокую закаливаемость стали. В термически упрочняемых сталях кремний является важным легирующим элементом, повышает их способность к термическому упрочнению и износостойкость, увеличивает предел упругости и предел текучести. Кремний не образует карбидов. Он растворяется в мартенсите и замедляет распад легированного мартенсита в процессе отпуска при температуре до 300^0С [3].

Хром в сочетании с углеродом в стали имеет тенденцию к образованию карбидов. При низком отношении Cr/C образуется только цементит вида $(Fe,Cr)_3C$. С увеличением отношения Cr/C в стали появляются сложные карбиды вида $(Cr,Fe)_7C_3$ или $(Cr,Fe)_2C_6$. Хром повышает способность сталей к термическому упрочнению, их стойкость к коррозии и окислению, обеспечивает повышение прочности при повышенных температурах, а также повышает сопротивление абразивному износу высокоуглеродистых сталей. Карбиды хрома являются износостойкими. Сложные карбиды хрома растворяются и входят в твердый раствор аустенита очень медленно – поэтому при нагреве таких сталей под упрочняющую термообработку требуется более длительная выдержка при температуре нагрева. Добавление хрома в стали побуждает примеси, такие как фосфор, олово, сурьма и мышьяк сегрегировать к границам зерен, что может вызвать в сталях отпускную хрупкость.

Никель не образует в сталях карбидов. В сталях он является элементом, способствующим повышению устойчивости аустенита. Никель повышает упрочняемость сталей при термической обработке. В комбинации с хромом и молибденом никель еще больше повышает способность сталей

к термическому упрочнению, способствует повышению вязкости и усталостной прочности сталей. Растворяясь в феррите, никель повышает его вязкость.

Молибден может образовывать в сталях карбиды. Молибден способен обеспечивать упрочнение в ходе отпуска закаленных сталей за счет выделения дисперсных карбидов. Он повышает сопротивление низколегированных сталей ползучести при высоких температурах. Добавки молибдена способствуют измельчению зерна сталей, повышают упрочняемость сталей термической обработкой, увеличивают ее усталостную прочность.

Основные особенности влияния ванадия на свойства стали обусловлены процессами карбидообразования. Ванадий, являясь сильным карбидообразующим элементом, образует в стали карбид ванадия. Образование дисперсных карбидов ванадия вызывает дисперсионное твердение (упрочнение) сталей. Кроме того, легирование стали ванадием способствует получению мелкозернистой структуры, уменьшению склонности к перегреву и разупрочнению при отпуске, повышению износостойкости.

Ванадий является микролегирующим элементом. В стали с 0,4-0,7%С механические свойства после нормализации под влиянием ванадия зависят от температуры нагрева и, в общем случае, наблюдается тенденция к их росту, за исключением некоторого снижения пластических характеристик.

Постановка задачи. Сегодня цельнокатаные железнодорожные колёса во всех странах изготавливают из углеродистой стали обычного качества, химический состав которой приведен в табл. 1, однако, есть важные расхождения в требованиях к маркам в зависимости от назначения колёс и их термообработки.

В зависимости от условий эксплуатации подвижного состава за рубежом для изготовления колёс используется сталь с разным химическим составом. По американскому стандарту M-107/M-208 термически обработанные колёса изготовляются из стали с разным содержанием углерода (от ≤ 0,47% до 0,8%) и предназначены для работы при таких условиях:

класс A – высокие скорости, тяжелые условия торможения, незначительные нагрузки;

класс B – высокие скорости, тяжелые условия торможения и большие нагрузки;

класс C – легкие условия торможения и высокие нагрузки;

класс L – высокоскоростное движение с более тяжелыми условиями торможения, чем для других классов, и небольшой осевой нагрузкой;

класс D – легкие условия торможения и высокие нагрузки с повышенной стойкостью к износу.

На современном этапе развития железнодорожного транспорта актуально освоение производства железнодорожных колес, соответствующих требованиям M-107/M-208 к колесам класса D, которые превосходят по износостойкости, контактной усталости и ряду других требований колеса

класса С. Этой проблемой занимаются производители железнодорожных колес всего мира, в том числе США, СНГ, Бразилии и других стран.

Таблица 1. Требования к химическому составу стали и термической обработке колёс по стандарту М-107/М-208

Марка стали	Массовая доля элементов, %								
	C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Mo	V
				не более					
Класс L	<0,47	0,6-0,9	0,15-1,0	0,03	0,04	0,25	0,25	0,10	0,04
Класс A	0,47-0,57	0,6-0,9	0,15-1,0	0,03	0,04	0,25	0,25	0,10	0,04
Класс B	0,57-0,67	0,6-0,9	0,15-1,0	0,03	0,04	0,25	0,25	0,10	0,04
Класс C	0,67-0,77	0,6-0,9	0,15-1,0	0,03	0,04	0,25	0,25	0,10	0,04

При этом в соответствии с требованиями к химическому составу колеса класса D из легированной стали должны соответствовать всем требованиям по химическому составу для колес класса С по требованиям стандарта М-107/М-208 «Колеса из углеродистой стали». При этом допускается отклонение по содержанию никеля, хрома, молибдена и ванадия в случае выполнения следующего условия:

$$930-[570\times\%C]-[80\times\%Mn]-[20\times\%Si]-[50\times\%Cr]-[30\times\%Ni]-[20\times\%Mo+\%V]>390$$

Поэтому в качестве опытного варианта по химическому составу для колес класса D были разработаны три химических состава стали.

Изложение материалов исследований. Выплавку производили с помощью комплексной установки, которая состоит из плавильного агрегата ИТПЕ-0,01 закрытого типа и высокочастотного источника тока ВТГ-20-22, который имеет встроенную станцию автономного охлаждения. Эта установка позволяет выплавлять в лабораторных условиях опытные марки стали, в том числе специально легированные марганцем, кремнием, хромом, молибденом и др. Общий вид установки представлен на рис. 1.



Рис.1. Общий вид экспериментального комплекса

По результатам аналитических исследований влияния химических элементов на механические свойства конструкционных сталей были разработаны три варианта опытных сталей – вариант 2, 3 і 4 (см.табл.2). Сталь варианта 1 являлась сравнительной (базовой), которая по химическому составу соответствует марке «С» по требованиям стандарта М-107/М-208.

Для оценки влияния температуры нагрева на конечную структуру стали опытных составов была проведена термическая обработка по режимам, представляющим собой охлаждение в воде от различных температур нагрева: 800, 850, 900, 950^{0}С после выдержки в течение 10 мин. Данный метод основан на том, что, начиная с некоторой температуры, происходит изменение морфологии структурных составляющих при нагреве и наблюдаются изменения в микроструктуре образцов после закалки от этой температуры. Это косвенно указывает на то, что при таких температурах нагрева и выше происходит рост аустенитных зерен и усиливается проявление неоднородности по химическому составу, что в свою очередь повышает устойчивость аустенита к распаду, а из-за ликвационных явлений проявляется структурная неоднородность по всему объему стали (см. рис.2-5).

Таблица 2. Химический состав опытных плавок, % масс

№ слитка	C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	V
1	0,69	0,36	0,82	0,28	0,14	0,21	0,055
2	0,70	0,57	0,80	0,90	0,15	0,41	0,110
3	0.68	0,52	0,72	0,21	0,10	0,70	0,110
4	0,71	0,55	0,83	0,89	0,09	0,11	0,100

В результате микроструктурного анализа было установлено, что для образцов из стали № 1 (сравнительная) и № 2 (0,9% Cr и 0,41% Ni) при температуре нагрева под закалку 900^{0}С уже наблюдаются некоторые изменения в морфологии микроструктуры. Для образцов из стали №4, содержащей 0,89 % Cr и 0,11% Ni, при нагреве до 900^{0}С и последующей закалке структурная неоднородность сильно выражена. Для образцов из стали №3, содержащей 0,21% Cr и 0,70% Ni, наблюдали формирование однородной дисперсной структуры и при закалке от 900^{0}С.

Выводы:

1. По результатам аналитических исследований обоснована система легирования сталей для производства железнодорожных колес с высоким комплексом свойств, соответствующих требованиям к классу D по стандарту М-107/М -208.

2. Разработаны рекомендации по химическому составу опытных сталей, произведена выплавка слитков массой до 10 кг в лабораторных условиях.

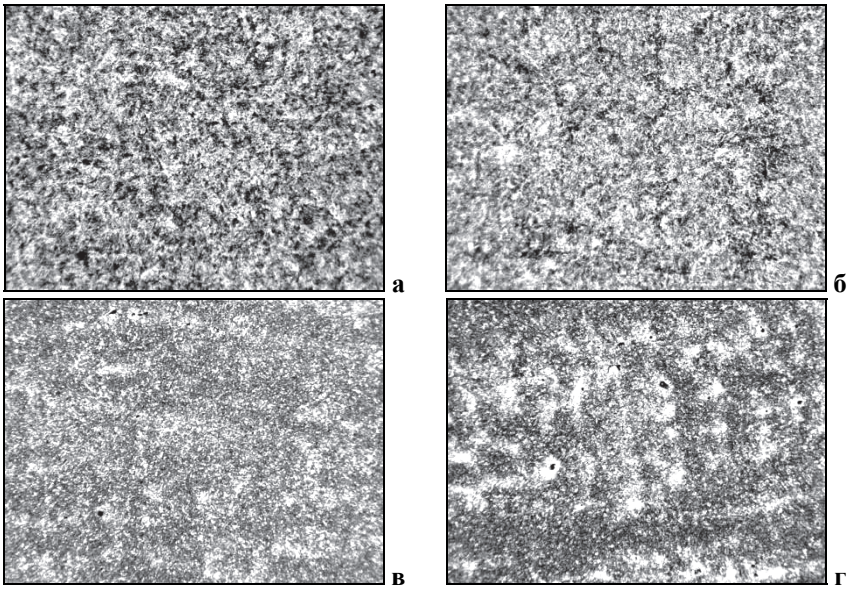


Рис.2. Микроструктура опытного слитка №1 после закалки от: а – 800 °С; б – 850 °С; в – 900 °С; г – 950 °С. ×100

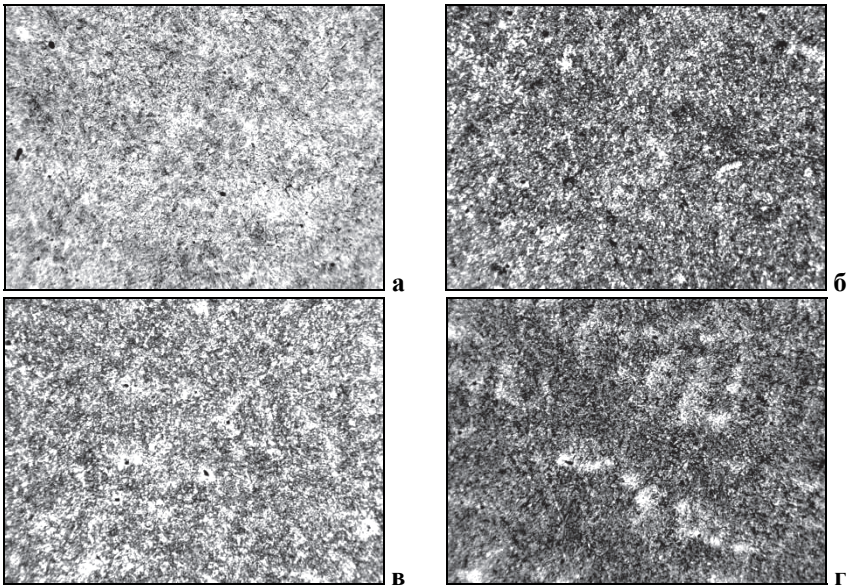


Рис.3. Микроструктура опытного слитка №2 после закалки от: а – 800^0С; б – 850^0С; в – 900^0С; г – 950^0С. ×100

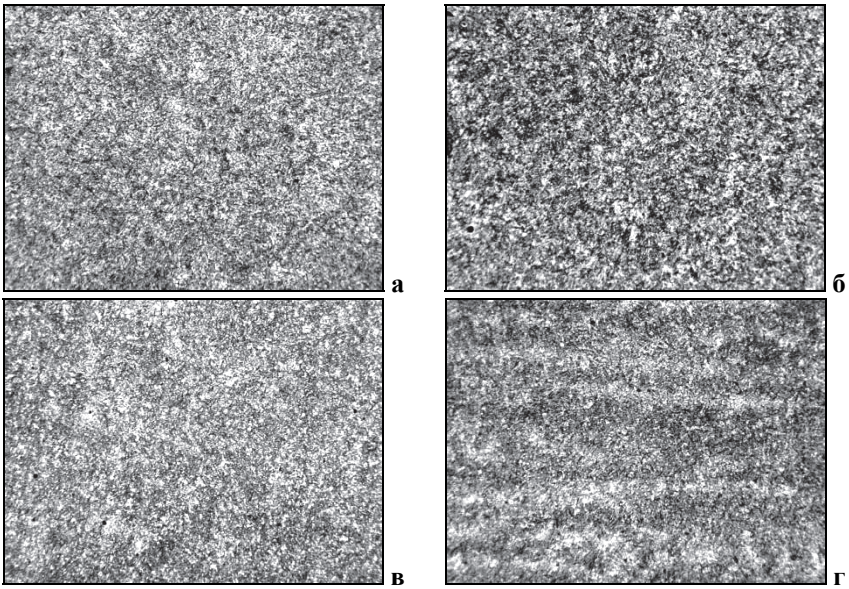


Рис. 4. Микроструктура опытного слитка №3 после закалки от: а – 800^0С; б – 850^0С; в – 900^0С; г – 950^0С. ×100

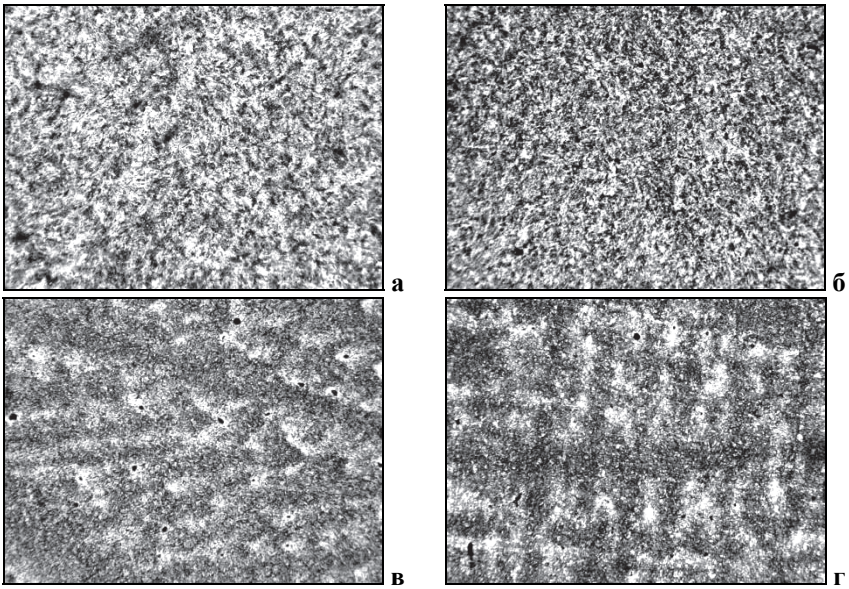


Рис.5. Микроструктура опытного слитка №4 после закалки от: а – 800^0С; б – 850^0С; в – 900^0С; г – 950^0С. ×100

3. Установлено, что оптимальной температурой нагрева под упрочняющую термическую обработку для стали состава №1, 2 и 4 является 850^0С, для стали состава №3 температура нагрева составляет 900^0С.

1. *Козловский А. И., Узлов И.Г.* Производство и качество железнодорожных колес // Металлургическая и горная промышленность. – 2001. – № 7. – С. 66-69.
2. *Металловедение* и термическая обработка стали: Справ.изд.-3-е изд., перераб. и доп. в 3-х т. Под ред. Бернштейна М.Л., Рахштадта А.Г. –М.: Металлургия, 1983. – 368 с.
3. *Гольдштейн М.И. Грачев С.В., Векслер Ю.Г.* Специальные стали. – Москва: Металлургия, 1985. – 408 с.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук, проф. Г.В. Левченко

О.І.Бабаченко, А.В.Книш, Г.А.Кононенко, М.В.Пушкаренко, О.А.Шпак

Вибір температури нагріву під зміцнюючу термообробку мікролегованої сталі для залізничних коліс

Виконано аналітичні дослідження впливу хімічних елементів на механічні та технологічні властивості сталей для залізничних коліс. В лабораторних умовах проведено виплавку злитків сталей дослідного складу. Виконано експеримент з визначення температури нагріву під зміцнюючу термообробку залізничних коліс із дослідних сталей методом гартування від різних температур. Встановлено оптимальні температури нагріву для дослідних сталей.

Ключові слова: залізничні колеса, мікролегована сталь, легуючі елементи, термічна обробка

O.I.Babachenko, A.V.Knysh, G.A.Kononenko, M.V.Pushkarenko, O.A.Shpak

Selecting the heating temperature during heat treatment strengthens micro alloyed steel railway wheels

Analytical studies of chemical elements in the mechanical and technological properties of steel for railway wheels. In the laboratory conducted research smelting steel bars of experimental structure. Done experiment to determine the heating temperature during heat treatment strengthens railway wheels of experimental steels by quenching from different temperatures. Installed optimal heating temperature for steel research.

Keywords: railway wheels, microalloyed steel, alloying elements, strengthening heat treatment

УДК 669.017:620.23–419

Е.В.Суховая, В.Л.Плюта, Е.В.Устинова

ПЕРСПЕКТИВЫ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ КВАЗИКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ СПЛАВОВ-НАПОЛНИТЕЛЕЙ Al–Cu–Fe–Si–B В СОСТАВЕ МАКРОГЕТЕРОГЕННЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Институт черной металлургии им. З.И.Некрасова НАН Украины

В работе исследованы закономерности формирования структуры и свойств квазикристаллических сплавов Al–Cu–Fe, комплексно легированных кремнием и бором. Показано, что в зависимости от концентрации легирующих элементов изменяется содержание и механические свойства квазикристаллической икосаэдрической ψ-фазы. Определен состав сплава, который рекомендован в качестве наполнителя макрогетерогенных композиционных материалов, предназначенных для узлов трения технологического оборудования.

Ключевые слова: композиционный материал, наполнитель, квазикристаллическая икосаэдрическая фаза, комплексное легирование, микротвердость, пористость

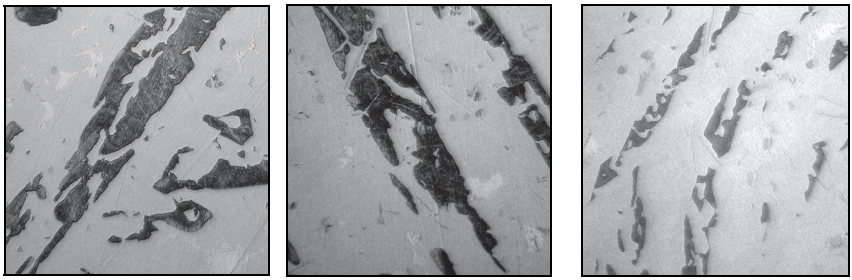
Введение. Перспективными наполнителями композиционных материалов являются квазикристаллические сплавы, для которых характерны твердость, износостойкость, низкий коэффициент трения, высокая коррозионная стойкость [1]. Создание композиционных материалов с наполнителями, содержащими квазикристаллическую фазу, ограничивается требованиями образования этой фазы в структуре сплавов при обычных скоростях охлаждения, а также ее стабильности вплоть до высоких температур. Сплавы Al–Cu–Fe–Si–B являются перспективными наполнителями, удовлетворяющими перечисленным требованиям.

В связи с уникальными характеристиками икосаэдрической квазикристаллической фазы в сплавах A1–Cu–Fe, исследования этих сплавов получили дальнейшее развитие [2]. Термодинамически стабильную ψ-фазу наблюдали в сплаве $Al_{65}Cu_{20}Fe_{15}$, выплавленном по обычной технологии кристаллизации [3]. Было показано, что некоторые элементы, такие как Si и B, могут способствовать образованию икосаэдрической квазикристаллической фазы в сплаве Al–Cu–Fe [4–6]. В работах [7, 8] было сообщено о влиянии этих элементов на затвердевание сплавов системы Al–Cu–Fe. Данные элементы оказывают положительное влияние на физико-химические, механические и эксплуатационные свойства [9, 10, 11, 12]. Поэтому интерес представляют исследования структуры и свойств сплавов Al–Cu–Fe комплексно легированных Si и B в концентрационной области существования квазикристаллической ψ-фазы.

Целью исследования является определение состава наполнителя для макрогетерогенных композиционных материалов, предназначенных для изготовления узлов трения различного технологического оборудования.

Методика эксперимента. Сплавы Al–Cu–Fe–Si–B получали сплавлением химически чистых элементов в графитовых тиглях в печи Таммана. Скорость охлаждения составляла 10 К/с. Содержание компонентов находилось в следующих пределах (в ат. %): 11–12 % Fe; 24–25 % Cu; 0–7 % Si или 0–3 % B, Al – остальное. Контроль содержания химических элементов выполняли с помощью рентгенофлюоресцентного анализа на установке СЕФ-01-М «Спрут». Для исследования микроструктуры сплавов использовали микроскопы «Neophot» и «Epiquant». Идентификацию фаз проводили методом рентгеноструктурного анализа на аппарате ДРОН-УМ с использованием характеристического излучения CuK_α. Локальный рентгеноспектральный микроанализ осуществляли с помощью растрового сканирующего электронного микроскопа «РЭММА 102-02», оборудованного специальной приставкой. Количественные металлографические исследования выполняли на структурном анализаторе «Epiquant». Температуры фазовых превращений определяли с помощью дифференциального термического анализа. Микротвердость фаз измеряли на приборе ПМТ-3.

Результаты эксперимента и их обсуждение. Структуру исследованного сплава $Al_{58}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_1$, охлажденного со скоростью 10 К/с, образуют дендриты β-фазы (рис.1,а). Кристаллы β-фазы окружены ободками квазикристаллической икосаэдрической ψ-фазы, образующейся по перитектической реакции Ж+β→ψ при 870 °С (табл.1). Средняя ширина ободков составляет 30,25 мкм. Остальной объем сплава занимает τ-фаза с включениями η- и θ-фаз, которые начинают кристаллизоваться при 710 °С, 550 °С и 515 °С соответственно. При концентрации бора 1 ат. % содержание ψ-фазы достигает 47,8 об. % (табл.2). Результаты рентгеноструктурного анализа сплава $Al_{58}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_1$ представлены на (рис.2,а).



а б в

Рис.1. Микроструктура сплавов (х 400):
а – $Al_{58}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_1$; б – $Al_{57}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_2$; в – $Al_{56}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_3$

В сплаве состава $Al_{57}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_2$ первыми из расплава также выделяются дендриты β-фазы (рис.1,б). Содержание β-фазы значительно меньше, чем в сплаве $Al_{58}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_1$ (табл.2). ψ-фаза образуется по перитектической реакции при 865 °С (табл.1). Средняя ширина ободков составляет 39,25 мкм. Остальной объем сплава занимают τ-, η- и θ-фазы

(рис.2,б). Температуры кристаллизации этих фаз представлены в табл.1. При повышении концентрации бора до 2 ат. % растет содержание квазикристаллической ψ-фазы до 53,5 об. %. При этом структурные изменения приводят к уменьшению содержания β-, τ-, θ- и η-фаз (табл.2). С ростом концентрации бора с 1 до 3 ат. % при содержании кремния 4 ат. % температуры фазовых превращений снижаются в среднем на 58 ºС по сравнению с исходным сплавом $Al_{65}Cu_{24}Fe_{11}$ (табл.1).

Таблица 1. Результаты дифференциального термического анализа

Сплавы	Нагрев, $T_{пл.}$, °С				Охлаждение, $T_{кр.}$, °С			
	θ, η-фазы	τ-фаза	ψ-фаза	β-фаза	ψ-фаза	τ-фаза	θ-фаза	η-фаза
$Al_{58}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_1$	–	785	850	930	870	710	550	515
$Al_{57}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_2$	–	775	835	925	865	680	550	510
$Al_{56}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_3$	660	–	810	905	850	690	550	510
$Al_{55}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_1$	655	745	825	905	860	680	540	500
$Al_{54}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_2$	–	–	825	895	850	685	540	510
$Al_{53}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_3$	655	740	820	885	845	640	540	500

В сплаве $Al_{56}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_3$ содержание ψ-фазы продолжает увеличиваться (рис.1,в, табл.2). В этом сплаве ψ-фаза образуется при температуре 850 °С (табл.1). Средняя ширина ободков составляет 36 мкм. Остальные фазы кристаллизуются в той же последовательности, что и в сплавах $Al_{58}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_1$ и $Al_{57}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_2$. При содержании бора 3 ат. % количество квазикристаллической ψ-фазы увеличивается и достигает 75,2 об. % (табл.2). Сделанные выводы о фазовом составе сплава подтверждают результаты рентгеноструктурного анализа (рис.2,в).

Таблица 2. Результаты определения относительного содержания фаз (в об. %)*

Сплав	Фазы		
	ψ	β	τ+θ+η
$Al_{58}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_1$	47,8±0,6	27,6±0,1	3,8±0,4
$Al_{57}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_2$	53,5±0,6	15,9±0,1	1,2±0,4
$Al_{56}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_3$	75,2±0,6	8,8±0,1	0,3±0,4
$Al_{55}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_1$	52,0±0,6	17,6±0,1	8,8±0,4
$Al_{54}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_2$	44,5±0,6	14,3±0,1	12,4±0,4
$Al_{53}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_3$	38,0±0,6	15,5±0,1	3,4±0,4

* – остальной объем занимают поры

При увеличении содержания кремния до 7 ат. % при концентрации бора от 1 до 3 ат. % последовательность кристаллизации не изменяется (рис.3,а–в, 4,а–в). Однако дополнительно снижаются температуры фазовых превращений в среднем на 67 ºС по сравнению с нелегированным сплавом (табл.1). Средняя ширина ободков ψ-фазы в этих сплавах составляет 18,25 мкм, 15 мкм и 16,25 мкм соответственно. Это свидетельствует об уменьшении степени завершенности перитектической реакции с рос-

том концентрации кремния с 4 до 7 ат. %. Как результат, относительное содержание ψ-фазы в структуре уменьшается с 52,0 до 38,0 об. % (табл.2).

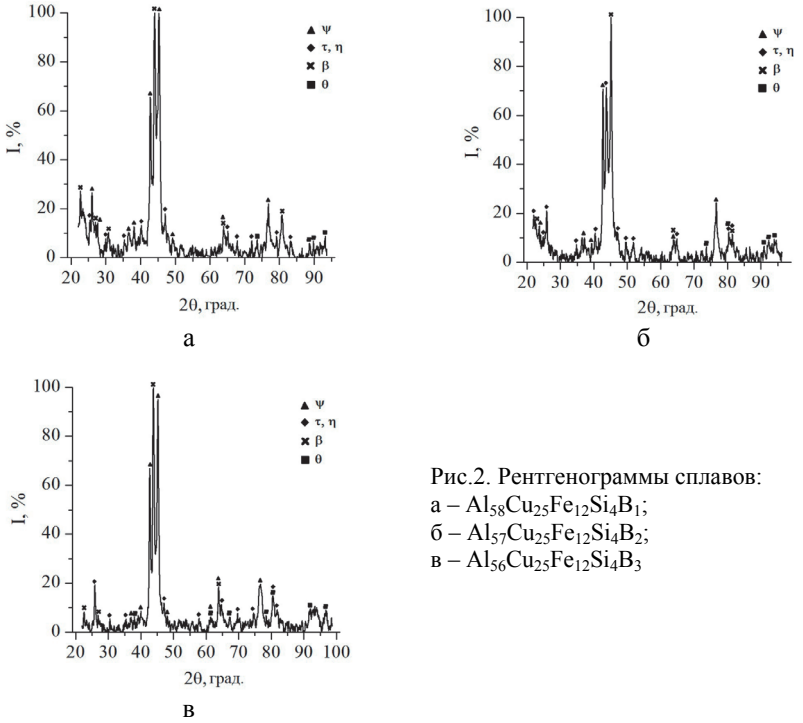


Рис.2. Рентгенограммы сплавов:
а – $Al_{58}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_1$;
б – $Al_{57}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_2$;
в – $Al_{56}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_3$

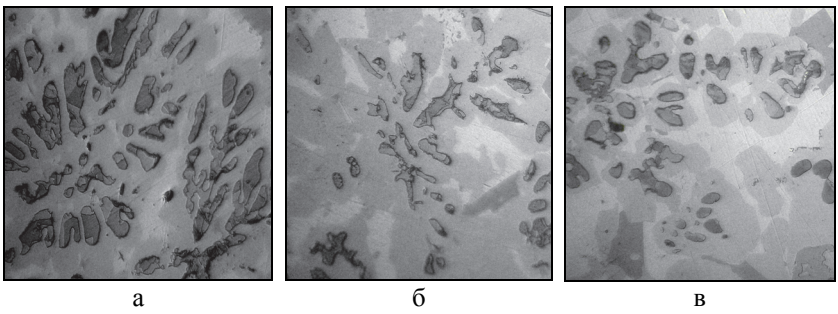
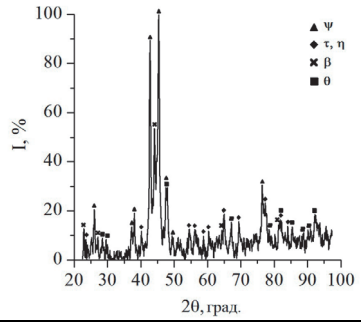


Рис.3. Микроструктура сплавов (х 400):
а – $Al_{55}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_1$; б – $Al_{54}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_2$; в – $Al_{53}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_3$

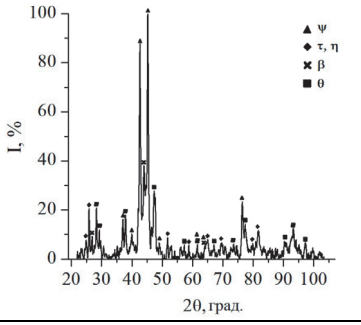
Легирование 1–3 ат. % бора сплавов, легированных 4 ат. % кремния, уменьшает пористость образцов с 29,4 % до 15,7 %, а сплавов с 7 ат. % кремния увеличивает пористость с 21,6 до 43,1 % при всех содержаниях бора.

Таблица 3. Результаты определения микротвердости фаз (в ГПа)

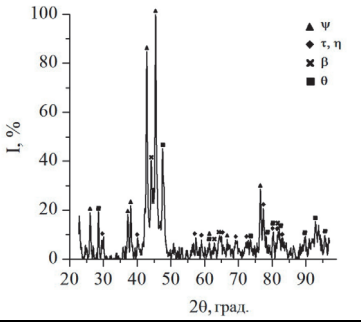
Сплав	Фазы		
	ψ	β	τ+θ+η
Al58Cu25Fe12Si4B1	9,3±0,67	8,7±0,65	5,6±0,26
$Al_{57}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_2$	8,5±0,96	7,3±1,10	6,2±0,63
Al56Cu25Fe12Si4B3	9,0±0,36	8,2±0,81	7,4±0,77
Al55Cu25Fe12Si7B1	11,6±1,10	9,4±0,65	6,2±0,43
Al54Cu25Fe12Si7B2	12,1±0,39	9,7±0,50	6,0±0,17
Al53Cu25Fe12Si7B3	13,1±0,77	8,8±0,22	6,4±0,54



а



б



б

Рис.4. Рентгенограммы сплавов:
а – $Al_{55}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_1$;
б – $Al_{54}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_2$;
в – $Al_{53}Cu_{25}Fe_{12}Si_7B_3$

Микротвердость ψ-фазы в сплавах с 4 ат. % кремния уменьшается, а в сплавах с 7 ат. % кремния увеличивается, независимо от содержания бора. При сравнении микродюрометрических характеристик сплавов, содержащих 4–7 ат. % кремния и 1–3 ат. % бора установлено, что ψ-фаза в сплаве $Al_{56}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_3$ имеет наибольшую микротвердость (табл.3). Легирование бором сплавов с 4 ат. % кремния приводит к снижению микротвердости ψ-фазы с 9,3 до 8,5 ГПа. Оптимальное сочетание структурных и мик-

родюрометрических характеристик фаз имеет сплав $Al_{65}Cu_{24}Fe_{11}$, легированный 4 ат. % Si и 3 ат. % B.

Заключение. На основании полученных результатов сплав состава $Al_{56}Cu_{25}Fe_{12}Si_4B_3$ можно рекомендовать в качестве сплава-наполнителя макрогетерогенных композиционных материалов. Этот сплав отличается повышенным содержание стабильной квазикристаллической икосаэдрической ψ-фазы и высокая микротвердость. Предложенный сплав-наполнитель перспективен для использования в узлах трения различного технологического оборудования в автомобильной, дорожно-строительной и других областях взамен антифрикционных алюминиевых сплавов.

1. *Stadnik Z. M.* Physical properties of quasicrystals / Z. M. Stadnik. – Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 1999. – 438 p.
2. *Huttunen-Saarivirta E.* Quasicrystals. Mictostructure, fabrication and properties of quasicrystalline Al–Cu–Fe alloys: a review / E. Huttunen-Saarivirta // J. Alloys and Compounds. – 2004. – Vol. 363, No. 1–2. – P. 150-174.
3. *Lee S. M.* Effect of Si addition on the formability of the icosahedral quasicrystalline phase in an $Al_{65}Cu_{20}Fe_{15}$ alloy / S. M. Lee, B. H. Kim, S. H. Kim etc. // J. Mater. Sci. Eng. – 2000. – Vol. 294 – 296. – P.93-98.
4. *Murty B. S.* Synthesis of $(Al_{65}Cu_{20}Fe_{15})_{100-x}Si_x$ quasicrystalline alloys by mechanical alloying / B. S. Murty, P. Barua, V. Srinivas etc. // J. Non-crystal. Solids. – 2004. – Vol. 334 – 335. – P.44-47.
5. *Chang H. J.* Formation of quasicrystalline phases in Al-rich Al–Mn–Be alloys / H. J. Chang, E. Fleury, G. S. Song etc. // J. Non-Crystal. Solids. – 2004. – Vol. 334–335. – P.12-16.
6. *Song G. S.* Solidification paths for an icosahedral quasicrystalline phase in cast $Al_{62}Cu_{25.5}Fe_{12.5}$ and $Al_{55}Cu_{25.5}Fe_{12.5}Be_7$ alloys / G. S. Song, M. H. Lee, W. T. Kim, D. H. Kim // J. Non-Crystal. Solids. – 2002. – Vol. 297, No. 2–3. – P.254-262.
7. *Huang S.Y.* Effect of boron additions on Al-Cu-Fe icosahedral quasicrystals / S. Y. Huang, J. E. Shield // J. Philos. Mag. B. – 1997. – Vol. 75, No. 1. – P.157-166.
8. *Gogebakan M.* Microstructures and mechanical properties of conventionally solidified $Al_{63}Cu_{25}Fe_{12}$ alloy / M. Gogebakan, B. Avar, M. Tarakci // J. Alloys and Compounds. – 2011. – Vol. 509S. – P. S.316-S319.
9. *Karakose E.* Microstructural evolutions and hardness during heat treatment of $Al_{64}Cu_{20}Fe_{12}Si_4$ quasicrystal alloy / E. Karacose, M. Keskin // J. Phil. Mag. Lett. – 2012. – Vol. 92, No. 7. – P.314-326.
10. *Zhang J.* Effect of Si on as-cast microstructure in quasicrystalline Al–Cu–Fe alloy / J. Zhang, Y. Xue, Y. Guo etc. // Mater. Sci. Forum – 2007. – Vol. 546 – 549. – P.612-622.
11. *Zhou X.* Sliding friction of Al–Cu–Fe–B quasicrystals / X. Zhou, P. Li, J. Luo etc. // J. Mater. Sci. Tech. – 2004. – Vol. 20, No. 6. – P.709-713.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук, проф. Г.В.Левченко

О.В.Сухова, В.Л.Плюта, К.В.Устінова

Перспективи використання квазікристалічних сплавів-наповнювачів Al–Cu–Fe–Si–B у складі макрогетерогенних композиційних матеріалів

У роботі досліджено закономірності формування структури та властивостей квазікристалічних сплавів Al–Cu–Fe, комплексно легованих кремнієм та бором. Показано, що залежно від вмісту кремнію та бору змінюється вміст та механічні властивості квазікристалічної ікосаедричної ψ-фази. Визначено склад сплаву, який рекомендовано як наповнювач макрогетерогенних композиційних матеріалів, призначених для застосування у вузлах тертя технологічного обладнання.

Ключові слова: композиційний матеріал, наповнювач, квазікристалічна ікосаедрічна фаза, комплексне легування

O.V.Sukhova, V.L.Pliuta, K.V.Ustinova

Application prospects for quasicrystalline Al–Cu–Fe–Si–B alloys as fillers of macroheterogeneous composites

The peculiarities in the structure and properties formation of Al–Cu–Fe quasicrystalline alloys simutaniesly alloyed with silicon and boron were investigated. It was shown that the content and mechanical properties of icosahedral quasicrystalline ψ-phase change depending on the concentration of silicon and boron. The composition of the alloy recommended as filler of macroheterogeneous composites designated for application as antifriction coatings.

Keywords: composite material, filler, quasicrystalline icosahedral phase, complex alloying

УДК 669.15*26*28*292–194:669.1.017.3

В.А.Луценко, Т.Н.Голубенко, О.В.Луценко

ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ АУСТЕНИТИЗАЦИИ НА ВЕЛИЧИНУ ЗЕРНА ХРОМОМОЛИБДЕНОВАНАДИЕВОЙ СТАЛИ

Институт чёрной металлургии им. З.И.Некрасова НАН Украины

Целью работы является изучение влияния температуры аустенитизации на размер аустенитного зерна хромомолибденованадиевой стали. Показано, что при температуре аустенитизации 850-1050^{0}С в структуре хромомолибденованадиевой стали условный диаметр аустенитного зерна изменяется от 0,063 мм до 0,084 мм. При высоких температурах наблюдается также увеличение растворимости карбидов ванадия, поэтому с повышением температуры закалки количество избыточных карбидов уменьшается.

Ключевые слова: хромомолибденованадиевая сталь, температура, закалка, размер зерна

Состояние вопроса. В настоящее время особенно остро стоит вопрос энерго- и ресурсосбережения в промышленности [1]. Непостоянство объемов заказов на машиностроительную продукцию в современных условиях требует внедрения гибких технологических решений для сохранения рентабельности производства, что определяет первоочередность задач экономии энергоресурсов. На территории Украины большая часть сортового проката различного назначения производится из сталей углеродистых обычного качества (ДСТУ 4484-2005). Производство проката из сталей углеродистых качественных (ГОСТ 1050-88) и легированных конструкционных (ГОСТ 4543-71) особенно важно для машиностроения. Отсутствие на внутреннем рынке Украины некоторых сортовых профилей массового назначения вынуждает основных потребителей сортового проката (машиностроение и строительную отрасль) использовать аналогичные профили иностранного производства или заменять их другими имеющимися профилями [2]. Вследствие этого готовая продукция отечественного машиностроения имеет низкую конкурентоспособность.

Технологическая схема производства сортового проката представляет комплекс из трех основных операций, определяющих состав и компоновку оборудования: нагрев исходной заготовки; горячую прокатку необходимого профилеразмера сечения металла; охлаждение и отделку проката для придания ему необходимых товарных свойств (механических, технологических) и формы [3].

Максимальная твердость после закалки, определяющая прочностные характеристики стали и ее конструктивную прочность, обусловлена химическим составом стали. Однако повышенное содержание углерода и легирующих элементов в стали приводит к высокой твердости, которая вызывает значительный износ и затрудняет механическую обработку [4].

Термическая обработка стального проката в машиностроении преследует основную цель: создать структуру проката, обеспечивающую высокопроизводительную обработку резанием, холодной высадкой или штамповкой. Этого добиваются, в зависимости от марки стали, применением следующих процессов: нормализации, отжига, изотермического отжига или улучшения [5].

Постановка задачи. Изучить влияние предварительной термической обработки на структурообразование и на размер аустенитного зерна хромомолибденованадиевой стали.

Методика исследования. Исходным материалом для исследований служили образцы, поперечно вырезанные из круглого проката диам. 140 мм непрерывнолитой вакуумированной хромомолибденованадиевой стали марки 31CrMoV9 следующего химического состава: 0,337% C; 0,253% Si; 0,648% Mn; 2,587% Cr; 0,229% Mo; 0,011% P; 0,025% S.

Нагрев образцов проводили до температур в интервале 850-1050°C, выдержка 30 мин. и охлаждение в воде. После закалки образцы подвергались отпуску при 250°C в течение 1 часа с последующим охлаждением на воздухе.

Исследование структуры проводили с использованием микроскопа «Axiovert 200M MAT». Определение размера зерна аустенита производили согласно ГОСТ 5639-82 методом травления границ зерен.

Изложение основных материалов исследования. В последнее время увеличивается количество новых марок стали для машиностроения. Основное внимание при разработке новых марок стали сосредоточено на повышении прочности и улучшении пластичности [6]. Для производства судовых деталей, распылителей форсунок, плунжерных пар, гильз и других ответственных деталей, которые должны обладать износостойкостью в условиях высоких давлений, применяется сталь марки 31CrMoV9 (аналог 30Х3МФ) (табл.1). Легирование дает возможность закаливать изделия больших сечений при меньших скоростях охлаждения. При этом уменьшается изменение линейных размеров деталей, а в отдельных случаях предупреждается образование закалочных трещин [4].

Таблица 1. Требования к химическому составу исследуемой хромомолибденованадиевой стали

Марка стали	Стандарт	Содержание химических элементов, %							
		C	Si	Mn	Cr	Mo	V	P	S
31CrMoV9	EN 10085	0,27-0,34	≤ 0,4	0,40-0,70	2,30-2,70	0,15-0,25	0,10-0,20	≤ 0,025	≤ 0,035
30Х3МФ	ГОСТ 4543	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

Термическая обработка необходима для обеспечения требований по механическим свойствам, предъявляемым к прокату из этих сталей (табл.2).

Таблица 2. Требования нормативов по механическим свойствам

Марка стали	Стандарт	$\sigma_в$, Н/мм^2	$\sigma_т$, Н/мм^2	δ_5, %	Ψ, %	НВ*
31CrMoV9	EN 10085	900-1100	700	11	-	248
30Х3МФ	ГОСТ 4543	980	835	12	55	229

*– твердость после отжига.

Так как от величины зерна аустенита зависят многие механические свойства стали (особенно предел текучести и ударная вязкость), поэтому большое внимание уделяется именно размеру формируемого зерна. Величина первоначальных зерен аустенита и их способность к последующему росту во многом определяют величину действительного аустенитного зерна, образующегося в процессе термической обработки. Известно [7], что величина зерна стали оказывает существенное влияние на стандартный комплекс механических свойств и твердость. Чем крупнее зерно, тем больше сталь склонна к закалочным трещинам и деформации, а разнозернистость сильно снижает конструктивную прочность. При одинаковой твердости сталь с крупным зерном лучше обрабатывается резанием. Повышение температуры закалки и растворение карбидных фаз повышает устойчивость переохлажденного аустенита, уменьшает критическую скорость закалки и, следовательно, повышает прокаливаемость [8].

После прокатки и охлаждения на воздухе структура стали марки 31CrMoV9 состоит из бейнита (до 95%) и феррита (рис.1). Благодаря большому содержанию хрома в этой стали, перлитное превращение при обычных скоростях охлаждения (на воздухе) подавляется. Перлитное превращение возможно только при очень малых скоростях охлаждения [9].

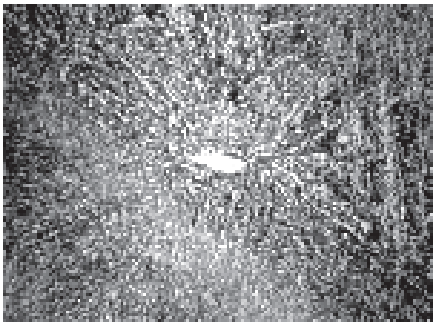
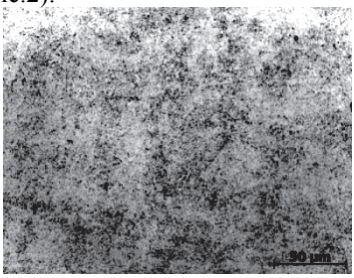


Рис.1. Структура (×500) стали марки 31CrMoV9 после прокатки и охлаждения на воздухе

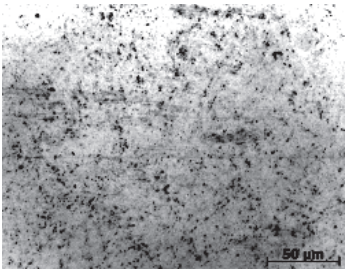
Увеличение размера зерна аустенита, как и повышение температуры нагрева, существенно замедляет перлитное превращение, особенно процесс образования феррито-карбидной смеси, однако практически не

влияет на кинетику промежуточного превращения. Максимальные значения твердости исследуемой горячекатаной стали составили до 388НВ.

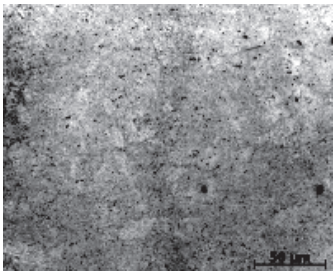
После нагрева до различных температур и отпуска структура хромомолибденованадиевой стали состояла из отпущенного мартенсита (рис.2).



а



б



в

Рис.2. Структура стали марки 31CrMoV9 после закалки с температур 850°С (а), 950°С (б) и 1050°С (в) и отпуска

Определение размера зерна аустенита показало, что структура исследованных сталей имеет разнозернистость с размером зерна от 4 до 7 номера. Средний условный диаметр зерна составлял 0,028-0,063 мм при 850^0С, 0,033-0,079 мм при 950^0С и 0,029-0,084 мм при 1050^0С. Большая часть зерен аустенита (90-95%) имела 5-6 номер, что отвечает требованиям EN 10085. С повышением температуры аустенитизации с 850^0С до 1050^0С увеличивается количество крупных зерен. В хромомолибденованадиевой стали также наблюдается увеличение растворимости карбидов ванадия при высоких температурах [10], поэтому с повышением температуры закалки количество избыточных карбидов уменьшается (рис.2).

Выводы

Основное внимание при разработке новых марок стали сосредоточено на повышении прочности и улучшении пластичности. При этом существенное влияние на стандартный комплекс механических свойств и твердость оказывает величина зерна стали. Определено, что с повышением температуры аустенитизации максимальный условный

диаметр аустенитного зерна хромомолибденованадиевой стали увеличивается от 0,063 мм при 850^0С до 0,084 мм при 1050^0С.

1. *Ярони У. Умлау К.- П., Хоффман О.* Новые подходы к инновационным продуктам и технологиям обработки давлением в автомобилестроении. // Черные металлы. – 2010. – № 12. – С.46-53.
2. *Бурко В. А.* Основные способы получения профилированных заготовок в ресурсосберегающих технологиях объемной штамповки. // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наукових праць. – ПДТУ. – Мариуполь, 2012. – Вып. 24. – С.75-83.
3. *Авдеев В.А. Друян В.М., Кудрин Б.И.* Основы проектирования металлургических заводов [справочное издание] – М.: Интермет Инжиниринг, 2002. – 464 с.
4. *Качанов Н. Н.* Прокаливаемость стали. 2-е изд. – М.: «Металлургия», 1978. – 192 с.
5. *Термическая* обработка в машиностроении: Справочник / Под ред. Ю. М. Лахтина, А. Г. Рахштадта. – М.: «Машиностроение», 1980. – 783 с.
6. *Бадюк С.И. Паламарь Д.Г., Раздобреев В.Г.* Текущее состояние сортопрокатного производства Украины. // Сборник научных трудов «Вестник НТУ «ХПИ». – 2011. – № 46. – С.116-126.
7. *Лахтин Ю.М.* Металловедение и термическая обработка металлов / Ю.М. Лахтин. – М.: Металлургия. – 1983. – 359 с.
8. *Захаров Б.П.* Термическая обработка металлов. – М.: МАШГИЗ. – 1962. – 295с.
9. *Голубенко Т. Н., Луценко В. А.* Особенности формирования структуры и свойств в горячекатаном прокате из стали, легированной хромом, молибденом и ванадием. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. – Вып. 25. – 2012. – С.187-191.
10. *Гудремон Э.* Специальные стали. Перев. с нем. под. ред. А.С.Займовского, М.Л.Бернштейна, В.С.Меськина: [в 2 т.] – [изд. 2-е] – М.: Металлургия. – 1966. – 1274 с.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук, проф. Г. В. Левченко

В.А.Луценко, Т.М.Голубенко, О.В.Луценко

Особливості впливу температури аустенітизації на розмір зерна хромомолібденованадієвої сталі

Метою роботи є вивчення впливу температури аустенітизації на розмір аустенітного зерна хромомолібденованадієвої сталі. Показано, що при температурі аустенітизації 850-1050^{0}С в структурі хромомолібденованадієвої сталі умовний діаметр аустенітного зерна змінюється від 0,063 мм до 0,084 мм. При високих температурах спостерігається також збільшення розчинності карбідів ванадію, тому з підвищенням температури гарту кількість надлишкових карбідів зменшується.

Ключові слова: хромомолібденованадієва сталь, температура, структура, розмір зерна

V.A.Lutsenko, T.N.Golubenko, O.V.Lutsenko

Features of influence of the austenitizing temperature on the grain size chrome-molybdenum-vanadium steel

The aim is to study the influence of austenitizing temperature on austenite grain size of molybdenum vanadium steel. It is shown that at austenitizing 850-1050^{0}C in chrome-molybdenum vanadium steel structure of the conventional austenite grain diameter ranges from 0.063 mm to 0.084 mm. At high temperatures, an increase in solubility as vanadium carbides, therefore with increasing quenching temperature decreases the amount of excess carbides.

Keywords: molybdenum vanadium steel, temperature, hardening, grain sizeKeywords: molybdenum vanadium steel, temperature, texture, grain size

УДК 669.1.017.3

О.Г.Сидоренко, А.И.Бабаченко, А.П.Сухой, В.Е.Ольшанецкий*)

ЗАВИСИМОСТЬ ФАЗОВОГО ПРЕВРАЩЕНИЯ ОТ СООТНОШЕНИЯ УДЕЛЬНЫХ ОБЪЕМОВ УЧАСТВУЮЩИХ В ПРЕВРАЩЕНИИ ФАЗ

Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины
**)Запорожский национальный технический университет*

Показано, что равновесное сосуществование двух из присутствующих в системе фаз возможно только при равенстве их удельных объемов. При нарушении термодинамического равновесного состояния фаза с меньшим удельным объемом теряет устойчивость и превращается в фазу с большим удельным объемом. Показано, что равенство удельных объемов существующих фаз определяет критические температуры фазовых превращений в однокомпонентных система и строение диаграмм состояния многокомпонентных систем.

Ключевые слова: фазовое превращение, удельный объем фаз, термодинамическое равновесие,

Состояние вопроса и цель исследования. Одним из наиболее характерных признаков развития в системе фазового превращения является скачкообразное увеличение количества выделяемой при охлаждении или поглощаемой при нагреве анализируемого образца теплоты. Так, при повышении температуры образца, в котором фазового превращения не наблюдается, количество поглощаемой им теплоты, то есть приращение энтальпии (теплосодержания), непрерывно увеличивается в пределах всего интервала изменения температуры (рис.1,а). В отличие от этого кривая изменения теплосодержания образца, в котором при определенной температуре происходит фазовое превращение, состоит, как минимум, из трех участков (рис.1,б). В пределах первого из них, при повышении температуры от минимальной из показанных на рис.1,б и до достижения ею значения T_0, теплосодержание образца увеличивается постепенно. В пределах второго участка его теплосодержание при температуре T_0 скачкообразно увеличивается от значения H_1 и до H_2. В пределах третьего участка теплосодержание снова увеличивается постепенно.

Выполненные в свое время исследования показали, что выявляемый при нагреве участок 1 кривой на рис.1,б отражает увеличение теплосодержание образца в период, когда он состоит только из стабильной низкотемпературной фазы. Участок 3 этой же кривой отражает изменения теплосодержания в тот период, когда образец состоит только из высокотемпературной фазы. А изменение теплосодержания образца при превращении низкотемпературной фазы в высокотемпературную отражает участок 2 той же кривой.

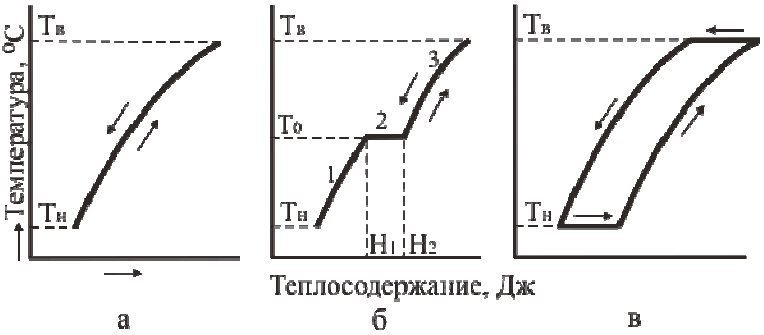


Рис.1. Влияние температуры на теплосодержание образца, в котором фазового превращения не наблюдается (а), в котором оно происходит (б) и теоретические кривые изменения теплосодержания образца, в котором наблюдается фазовое превращение (в).

Представленные на рис.1,а и 1,б кривые одновременно с изменениями теплосодержания образца при нагреве, отражают и те ее изменения, которые имеют место и при охлаждении того же образца. Последнее обеспечивает то, что теплосодержание образца при охлаждении убывает в соответствии с закономерностями, строго обратными тем, которые выявляют при нагреве. Так, что кривые приращения теплосодержания, которое регистрируют при нагреве образца, графически полностью совпадают с кривыми убыли теплосодержания того же образца при охлаждении.

И строение кривых и убыли, и приращения теплосодержания, и их совпадение, наблюдаемое в образцах, в которых фазовых превращений не наблюдается, может быть однозначно объяснено с помощью положений термодинамики. Но вот применение тех же положений термодинамики для толкования особенностей строения кривых приращения и убыли теплосодержания образцов, в которых имеют место фазовые превращения, однозначного результата не обеспечивают. В связи с этим представлялось необходимым выявить причину, по которой не может быть достигнуто адекватное толкование результатов экспериментальных исследований и установить природу фактора, учет влияния которого обеспечит достижение цели исследования.

Изложение основных результатов исследования. На первом этапе исследований по достижению цели исследования, теоретическим путем были построены кривые предполагаемых изменений теплосодержания при нагреве и охлаждении анализируемых образцов, в том виде, в котором это могут обеспечить современные представления об особенностях развития фазовых превращений и соответствующие положения термодинамики. При построении этих кривых (рис.1в) исходили из того, что в соответствии с принципом Ле Шателье-Брауна и фазовые превращения, и изменения колебательного движения атомов,

являются не более как вызванными внешним термическим воздействием процессами, основной результат которых направлен на ослабление эффекта этого воздействия [1]. Таким эффектом при охлаждении является понижение температуры образца, а при нагреве – повышение его температуры. Ослабить же, а в отдельных случаях даже приостановить появление этого эффекта, может только выделение или поглощение теплоты в самом образце, что и обеспечивают оба процесса.

Однако если в том, что относится к выделению физической теплоты, то есть той, которая выделяется или поглощается при изменении частоты колебаний атомов, особых вопросов не возникает, то в отношении теплоты фазового превращения имеются моменты, требующие уточнений. Так, выделение теплоты превращения при охлаждении происходит при перестройке кристаллической решетки, которая обеспечивает одной фазе повышенное теплосодержание, в кристаллическую решетку, которая сообщает другой фазе более низкое теплосодержание. Но различие теплотворных способностей кристаллических решеток обеих фаз в принципе должно существовать независимо от приобретенной образцом температуры. С этих позиций температура фазового превращения не должна быть фиксированной. Более того, теория фазовых превращений в настоящее время не располагает данными о возможном существовании определенных факторов, под влиянием которых температура превращения могла бы приобретать конкретное значение. В связи с этим построение теоретических кривых выполняли исходя из предположения, что фазовое превращение может развиваться при произвольной температуре, вплоть до того, что оно может начинаться уже в момент начала отогрева или охлаждения образца.

Однако реализация последнего из предположений означает изменение очередности привлечения к развитию процессов, обеспечивающих изменениях теплосодержания образцов. То есть в этом случае первым процессом, который должен начинаться и при охлаждении, и при нагреве, должно быть фазовое превращение, а не изменение частоты колебаний атомов. Такая очередность развития процессов согласуется с принципом Циглера о максимальной скорости производства энтропии [2]. В соответствии с ним при внешнем термическом воздействии к развитию прежде всего привлекается тот из альтернативных процессов, который при охлаждении обеспечивает большую скорость выделения теплоты, а при нагреве - большую скорость ее усвоения. А в этом плане скорость выделения или усвоения теплоты, которую показывает фазовое превращение, существенно превышает ту, которую может показать процесс изменения частоты колебаний атомов. Более того, принцип Циглера указывает и на то, что фазовое превращение, начавшееся при температурах $T_н$ или Тв (рис.1,в) должно продолжаться при этих же температурах до полного расходования исходной фазы [3].

Сопоставление построенной с учетом названных выше предположений теоретических кривых изменений теплосодержания образца при его нагреве и охлаждении (рис.1,в), с кривой, получаемой экспериментальным путем (рис.1,б), свидетельствует об их существенных отличиях. Так, теоретические кривые не предусматривают фиксированного значения температуры фазового превращения; в соответствии с ними предполагается существование температур, отдельных для фазового превращения, развивающегося при нагреве и охлаждении; теоретические кривые убыли теплосодержания при охлаждении образца и его приращения при нагреве, между собой не совпадают; преимущество в очередности развития процессов, обеспечивающих изменения теплосодержания образца приобретает фазовое превращение. В целом выявленные отличия строения теоретических кривых от получаемых экспериментально однозначно указывают на существование ранее неизвестного фактора, без учета влияния которого полученные теоретическим путем кривые изменения теплосодержания образцов не могут приобретать строение, характерное для экспериментальных кривых.

В процессе выполнения последующих исследований по определению природы предполагаемого фактора внимание было обращено на то, что удельные объемы новых фаз, как правило, не совпадают с удельными объемами исходных фаз, из которых они образуются. Такое различие должно служить источником появления в слоях, прилегающих к поверхности контакта новой фазы с фазой исходной, внутренних напряжений, в том числе растягивающих – в фазе с меньшим удельным объемом и сжимающих – в фазе с большим удельным объемом.

Одновременно с появлением по границе контакта исходной и новой фаз системы внутренних напряжений разного знака, начинается и процесс релаксации этих напряжений. Наиболее известным процессом, обеспечивающим релаксацию внутренних напряжений, является последовательное самопроизвольное их выравнивание по сечению образца, вплоть до достижения некоторого усредненного значения напряжения. Но подобное возможно только при условии, что материал анализируемого образца представлен лишь одной фазой, и что различие направлений внутренних напряжений в смежных частях образца, является следствием различия давлений, которым были подвергнуты перед этим каждая из этих частей. Если же в исходной однофазной матрице в результате фазового превращении, произошедшего при постоянных температуре и давлении появились включения новой фазы с удельным объемом, отличающимся от объема исходной фазы, то релаксация возникших при этом внутренних напряжений может быть достигнута только после полного растворения одной из них.

Возможность возвращения образца к однофазному состоянию может быть объяснена с помощью предложенной в [4,5] модели строения

межфазных границ. В соответствии с этой моделью межфазная граница представляет собой слой, в пределах которого происходит плавный переход от кристаллической решетки одной из фаз к решетке другой. При этом такой слой, в свою очередь, состоит из трех обособленных слоев. Из них два слоя являются диффузными, в пределах которых атомы все еще находятся в составе кристаллической решетки той фазы, к которой они прилегают, но по мере удаления от нее они располагаются с все большими смещениями по отношению к узлам решетки своей фазы. И так до тех пор, пока атомы не оказываются в пределах промежуточного между диффузными слоями третьего слоя, в котором атомы кристаллографически не упорядочены.

Пусть в структуре образца присутствуют две находящиеся в равновесном состоянии фазы, при этом строение разделяющих их границ соответствует предложенной в [4,5] модели. Если теперь повысить приложенное к образцу давление, то под влиянием этого должна уменьшиться толщина слоя неупорядоченных атомов, так как часть из них присоединится к находящимся в контакте с ним диффузным слоям. Если же оказываемое на образец давление понизить, то часть атомов из диффузных слов присоединится к слою неупорядоченных атомов и его толщина увеличится.

В нашем же случае, когда в образце присутствуют фазы с отличающимися удельными объемами, фаза, испытывающая растяжение, что равносильно пониженному давлению, начнет растворяться, а фаза, испытывающая сжатие начнет прирастать в объеме. Такой процесс будет продолжаться до полного расходования фазы, испытывающей растяжение. В этот момент завершится и релаксация внутренних напряжений, которые были вызваны различием удельных объемов присутствовавших в структуре образца фаз.

Но удельные объемы присутствующих в образце фаз зависят от температуры. На рис.2,а представлен наиболее часто встречающийся случай, когда при повышении температуры удельные объемы обеих фаз, которые присутствуют в данном образце, увеличиваются. Но при этом скорость увеличения удельного объема фазы 2 превышает скорость, которой обладает фаза 1. Поэтому если при исходной температуре $T_н$ удельный объем фазы 1 был большим, чем фазы 2, то с повышением температуры разница между удельными объемами этих фаз станет уменьшаться. Это будет продолжаться до тех пор, пока при определенной температуре, равной T_0, удельные объемы обеих фаз сначала сравняются, а при последующем повышении температуры фазой с большим удельным объемом становится уже фаза 2. Соответственно этому растягивающие напряжения теперь станет испытывать низкотемпературная фаза 1, а сжимающие - высокотемпературная фаза 2. Так что, при температурах образца, более низких, чем T_0, в его структуре будет присутствовать лишь находящаяся в стабильном состоянии низкотемпературная фаза. А после

превышения температуры T_0 стабильность приобретет высокотемпературная фаза и в структуре образца будет присутствовать уже только она.

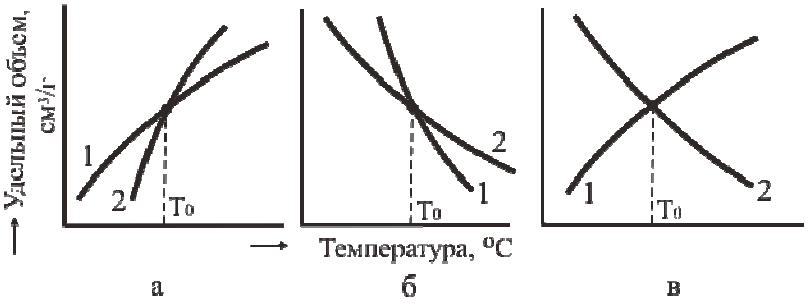


Рис.2. Варианты изменений удельных объемов участвующих в фазовом превращении фаз, в том числе при одновременном их увеличении (а), уменьшении (б) и увеличении одной из них, и уменьшении другой (в).

При изменениях в зависимости от температуры удельных объемов низкотемпературной и высокотемпературной фаз особый статус приобретает температура T_0. В силу того, что удельные объемы низкотемпературной и высокотемпературной фаз при этой температуре сравниваются, исчезает источник формирования внутренних напряжений. Поэтому стабильными становятся одновременно и низкотемпературная, и высокотемпературная фазы. Благодаря этому при температуре T_0 независимо от ситуативного соотношения их долевого присутствия в структуре образца, обе эти фазы могут бесконечно долго существовать в равновесном состоянии друг с другом.

Помимо рассмотренного с помощью рис.2,а варианта, имеют место и случаи, когда удельные объемы обеих фаз с повышением температуры уменьшаются. Однако и при таком варианте основным условием для стабильного существования одной из двух возможных для данной системы фаз является большее значение ее удельного объема при данной температуре. Так, в соответствии с рис.2,б, при температурах, не превышающих T_0, в устойчивом состоянии должна находиться низкотемпературная фаза, изменения удельного объема которой отражает кривая 1. В этих же условиях высокотемпературная фаза, изменения удельного удельный объем которой отражает кривая 2, должна растворяться. Но после того, как при превышении температуры T_0 удельный объем высокотемпературной фазы превысит удельный объем низкотемпературной, растворению будет подлежать уже низкотемпературная фаза.

Представляется возможным существование еще одного варианта изменений удельных объемов двух фаз. Этот вариант состоит в том, что с повышением температуры удельный объем одной из фаз увеличивается,

другой – уменьшается (рис.2в). Но и в этом случае стабильно существовать может только та фаза, у которой при данной температуре удельный объем больше, чем у другой фазы. А переход стабильного существования от одной фазы к другой возможен только после преодоления температурой значения T_0, при котором наблюдается совпадение значений удельных объемов обеих фаз. Графически этот момент, как и при предыдущих рассмотренных вариантах, отражает точка пересечения кривых изменения удельных объемов каждой из фаз в зависимости от достигаемой при нагреве температуры.

После того, как была установлена зависимость фазового превращения от соотношения удельных объемов участвующих в превращении фаз, стала объяснимой природа строения экспериментальных кривых изменения теплосодержания образцов на всех этапах их нагрева и охлаждения. Так, непрерывное приращение теплосодержания при непрерывном же повышении температуры образцов на первом этапе их нагрева объясняется тем, что вплоть до температуры T_0 удельный объем низкотемпературной фазы превышает удельный объем фазы высокотемпературной. Поэтому фазовое превращение низкотемпературной фазы в высокотемпературную в этом интервале температур происходить не может. Наблюдаемое скачкообразное увеличение теплосодержания при преодолении образцом температуры T_0 является следствием превращения при этой температуре низкотемпературной фазы в высокотемпературную. При последующем повышении температуры в стабильном состоянии находится уже высокотемпературная фаза. Поэтому приращение теплосодержания образца снова происходит только при повышении его температуры.

Выше рассмотрены особенности влияния изменений удельных объемов на взаимные превращения фаз, которые находятся в кристаллическом состоянии. Однако выявленные при этом закономерности должны распространяться и на случаи, когда одна из фаз находится в кристаллическом состоянии, а другая – в жидком. Это следует из того, что к изменениям температуры чувствительны удельные объемы не только кристаллических фаз, но и находящихся в жидком состоянии. Поэтому и в этом случае равновесное состояние между кристаллической и жидкой фазами должно достигаться при температурах, обеспечивающих равенство их удельных объемов. При отклонениях же от этой температуры в ту или иную сторону удельный объем одной из фаз превысит удельный объем другой и в образце начнется либо кристаллизация жидкости, либо плавление фазы, находящейся в кристаллическом состоянии.

Необходимо также отметить, что результаты, полученные при выполнении настоящего исследования, применимы не только к однокомпонентным системам, но и к многокомпонентным. Так, в то время как равенство удельных объемов присутствующих в

однокомпонентной системе фаз определяет критические температуры происходящих в ней фазовых превращений, то в многокомпонентной системе такое равенство определяет строение их диаграмм состояния

Выводы. Соотношение удельных объемов фаз, которые могут принимать участие в фазовом превращении, является фактором, контролирующим начало развития этого процесса. Выполнение этим соотношением названной функции обеспечивается за счет того, что при достижении одной из фаз большего значения удельного объема, чем его имеет друга фаза, последняя теряет устойчивость, в результате чего происходит ее превращение в фазу с большим удельным объемом.

Равенство удельных объемов обеспечивает присутствующим в структуре фазам достижение состояния термодинамического равновесия. Последнее способствует адекватному толкованию строения диаграмм состояния одно- и многокомпонентных систем.

1. *Физический* энциклопедический словарь. – М.: «Советская энциклопедия», 1983. – С.346.
2. *Циглер Г*. Экстремальные принципы термодинамики необратимых процессов и механика сплошной среды. – М.: Мир, 1966. – 135 с
3. *О фактической* температуре фазового превращения. / О.Г.Сидоренко, А.И.Бабаченко, А.П.Сухой, В.Е.Ольшанецкий //Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. Вып.29, - Днепропетровск: Визион, 2014 С. 245-252.
4. *Cahn J.W*. – Acta metallurgica, 1960, 8, №8 – P.554-562.1.
5. *Cahn J.W*., Hillig W.B. and Sears G.W.– Acta metallurgica, 1964, 12, №12. – P.1421-1439.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук В.А Луценко

О.Г.Сидоренко, О.І.Бабаченко, А.П.Сухий, В.Є.Ольшанецький

Залежність фазового перетворення від співвідношення питомих об’ємів фаз, що беруть участь в перетворенні

Показано, що рівноважне співіснування двох з присутніх в системі фаз э можливим тільки при рівності їх питомих об'ємів. При порушенні термодинамічного рівноважного стану фаза з меншим питомим об'ємом втрачає стійкість і перетворюється на фазу з більшим питомим об'ємом. Показано, що рівність питомих об'ємів існуючих фаз визначає критичні температури фазових перетворень в однокомпонентних системах та будову діаграм стану багатокомпонентних систем.

Ключові слова: фазові перетворення, питомий об'єм фаз, термодинамічна рівновага,

O.G.Sidorenko, A.I.Babachenko, A.P.Suhoy, V.E.Olshanetsky,

Dependence of phase transformation from ratio of specific volumes involved in the conversion phases

It is shown that the equilibrium of the coexistence of the two phases present in the system is possible only in case of equality of specific volumes. In case of violation of thermodynamic equilibrium phase with a lower specific volume becomes unstable and turns into a phase with a high specific volume. It is shown that the equality of specific volumes of existing phase determines the critical temperatures of phase transitions in one-component system and the structure of the phase diagrams of multicomponent systems.

Keywords: phase transition, the specific volume of the phases, thermodynamic equilibrium,

УДК 669.017:669.15-194.2:621.785

В.Л.Плюта, А.М.Нестеренко, Г.В.Левченко, С.А.Воробей, В.А.Головко

ОСОБЕННОСТИ СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЯ ЛИСТОВЫХ НИЗКОЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ ПРИ КОМБИНИРОВАННОЙ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

Институт черной металлургии НАН Украины

Исследованы структура и распределения легирующих элементов между структурными составляющими листовой низколегированной стали 14Г2. Показано, что термическая обработка с выдержкой в межкритическом интервале температур (МКИТ) позволяет достичь в стали 14Г2 показатели механических свойств на уровне класса прочности 390 по ГОСТ 19281 без применения операций закалки с отдельного нагрева и отпуска. МКИТ может быть рекомендованы для создания сквозных энергоэкономных технологий термической обработки листовой стали.

Ключевые слова: листовая низколегированная сталь 14Г2, выдержка в межкритическом интервале температур, структура, распределение легирующих элементов

Состояние вопроса. Выдержка в межкритическом интервале температур (МКИТ) используется при закалке, нормализации и отжиге углеродистых, низколегированных и легированных сталей [1,2]. В частности, технологические режимы ускоренного охлаждения из МКИТ металлопроката из низколегированных сталей позволили получить новый класс перспективных материалов - двухфазные феррито-мартенситные стали (ДФМС), нашедшие применение для изготовления высокопрочной проволоки и крепёжных изделий, магистральных трубопроводов, строительных конструкций, других изделий ответственного назначения [1,2].

Распределение углерода, легирующих элементов и примесей между ферритом и аустенитом в МКИТ оказывает решающее влияние на формирование рекристаллизационной структуры феррита, на объемную долю и строение образующейся при превращении аустенита упрочняющей мартенсито-бейнитной фазы и на свойства ДФМС в целом. Для массово применяемых низколегированных сталей имеющиеся экспериментальные данные о закономерностях распределения углерода и легирующих элементов между ферритом и аустенитом при термической обработке в МКИТ в большей части работ по проблематике ДФМС весьма отрывочны и, как правило, не систематизированы [2].

Цель исследования. Представляет значительный интерес проведение такого рода исследования применительно к марганцовистым (09Г2, 09Г2Д, 10Г2, 08ГЮТ) и кремнемарганцовистым (09Г2С, 08ГСЮТ(Ф)) сталям массового назначения.

Изложение основных результатов исследования. Исследовали горячекатаные (г/к) листовые (толщ. 2,0-3,0 мм) стали марок 09Г2Д 09Г2С, 08ГСЮТ, 08ГСЮФ, 08ГЮТ. Химический состав сталей приведен в табл. 1. Изучение структуры сталей проводили методом оптической и растровой электронной микроскопии. Распределение элементов в структурных составляющих анализировали с помощью микрозонда на рентгеновских микроанализаторах МС-46 “Камека» и “Камебакс».

Таблица 1. Химический состав исследованных сталей

Марка стали	Толщина проката, мм	Массовая доля элементов, %*[1]								
		C	Mn	Si	Cr	Ni	Cu	Al	Ti	V
09Г2Д	2,0	0,10*[2] 0,15	1,60 1,58	0,29 0,30	0,044 0,044	0,058 0,058	0,063 0,065	0,011 0,009	-	-
09Г2С	2,5	0,11	1.38	0,73	0,030	0,040	0,032	0,012	-	-
08ГСЮТ	3,0	0,07	0,82	0,38	0,032	0,025	0,020	0,052	0,06	-
08ГСЮФ	3,0	0,06	0,87	0,40	0,028	0,030	0,025	0,040	-	0,05
08ГЮТ*[3]	2,8	0,07	0,92	0,42	0,030	0,040	0,080	0,070	0,05	-

Примечания. 1. Содержание серы и фосфора в сталях находилось в пределах 0,015-0,028 %. 2. Числитель - поверхностная, знаменатель - средняя зона по сечению проката. 3. Сталь-аналог 08ГСЮТ с пониженным (0,2-0,4 %) содержанием Si, производимая на ОАО “Запорожсталь» по ТУ 14-15-347-94. Согласно ТУ 14-1-3764-84 содержание Si в стали 08ГСЮТ несколько выше (0,3-0,6 %).

Для обеспечения равномерного распределения элементов по объему образцов исследуемых сталей предварительно проводили длительный отжиг (выдержка 12 ч.) при 700^0C температуре в вакуумированных кварцевых ампулах. Обработку сталей 09Г2Д, 09Г2С, 08ГСЮТ, 08ГЮТ, 08ГСЮФ на двухфазную феррито-мартенситную структуру осуществляли по режимам, приведенным в табл. 2.

Таблица 2. Режимы термической обработки исследованных сталей

Режим охлаждения	1	2	3
Длительность выдержки в МКИТ при 750 °С, мин.	60	15	15
Вид охлаждения	в масляную ванну	- // -	воздушной струей

Произведенные по полученным кривым охлаждения расчеты показали, что для опробованных вариантов охлаждения скорость ($V_{охл.}$) в

интервалах температур от 800-760^{0}С до 400^{0}С (с учетом выделившейся скрытой теплоты фазовых превращений в нижней части указанных интервалов) для исследованных образцов низколегированных сталей в толщинах 2,0-3,0 мм. составила: $V_{охл.}$ = 70-100, 5,9-6,3 и 2,2-2,4^{0}С/с, соответственно, для охлаждения в масляную ванну, воздушной струёй и на спокойном воздухе

Из рис.1 следует, что мартенситная фаза г/к стали 08ГСЮТ после термической обработки по режиму 1 (табл. 2) имеет повышенную концентрацию марганца, алюминия и хрома, о чем свидетельствуют отчетливо выраженные максимумы на кривых распределения интенсивности характеристического $К_\alpha$-излучения названных элементов. Титан (рис.1), никель и кремний (кривые для этих элементов не приведены

На рис.1, во избежание многочисленных наложений на кривые, другие элементы распределяются между ферритом и мартенситом равномерно. Такой же характер распределения элементов после обработки по режиму 1 свойственен сталям 08ГСЮФ и 08ГЮТ. Однако, как установлено точечным методом на установке МС-46 «Камека», при наборе не менее 50 значений для ферритной матрицы и такого же количества значений для участков мартенсита, в отличие от равномерно распределяющегося титана в сталях 08ГСЮТ и 08ГЮТ, ванадий в стали 08ГСЮФ сегрегируется преимущественно в мартенситной фазе.

Для мартенситной фазы г/к стали 09Г2Д, полученной в результате обработки по режиму 1, характерна повышенная концентрация марганца и хрома. Количественные расчеты показали, что содержание марганца в мартенситной фазе стали 09Г2Д составляет 2,13+ 0,11 %, а в феррите - 1,56 + 0,02 %. Распределение никеля и кремния между ферритом и мартенситной фазой стали 09Г2Д является равномерным. Тем же точечным методом на установке МС-46 «Камека» определено, что концентрация таких элементов, как сера и фосфор, в мартенситной фазе стали 09Г2Д соответственно в 1,03 и 1.17 раза выше, чем в ферритной матрице.

То есть, при термической обработке с выдержкой в МКИТ в марганцовистой стали типа 09Г2Д сера и фосфор сегрегируются в аустените. Из этого следует, что высокий уровень пластичности и характеристик вязкости ДФМС из низколегированных сталей [2] может быть обусловлен уменьшением концентрации серы и фосфора в феррите и снижением количества охрупчивающих сталь сегрегационных скоплений этих элементов по границам ферритных зерен.

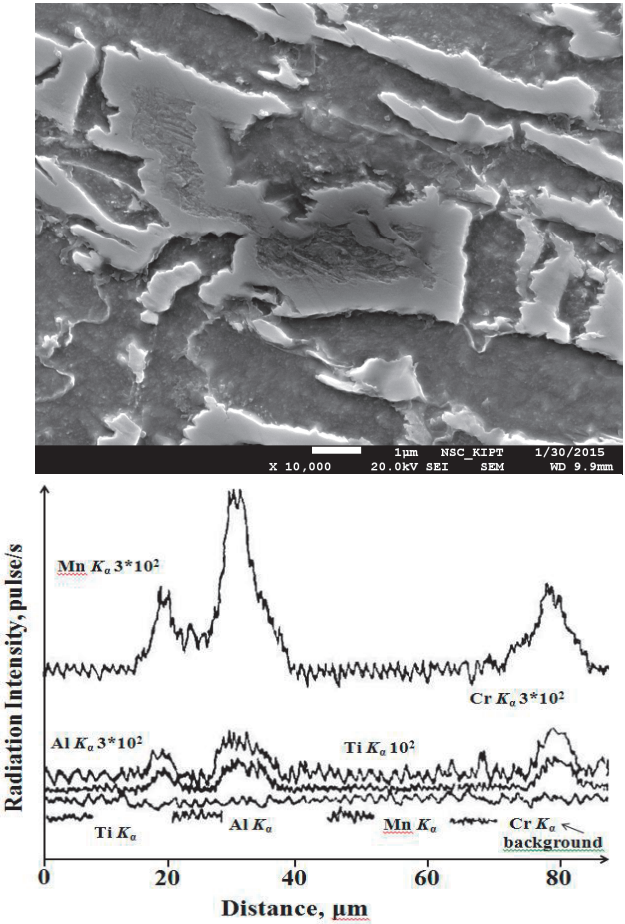


Рис.1. Распределение интенсивности характеристического K_α- излучения легирующих элементов между структурными составляющими стали г/к листовой 08ГСЮТ после термической обработки по режиму 1 (табл. 2), х 10000.

Учитывая, что при охлаждении образцов после выдержки в МКИТ при 750^0С в масляной ванне с $V_{охл.}$ = 70-100^0С/с (табл. 2, режим 1) диффузионный распад участков аустенита с образованием т. н. эпитаксиального (нового) феррита, окаймляющего аустенит [2], предотвращается, можно считать, что полученные для сталей 08ГСЮТ, 08ГСЮТФ, 08ГЮТ, 09Г2Д результаты отражают элементный состав аустенита, формирующийся в результате многокомпонентного диффузионного перераспределения углерода и легирующих элементов между ферритом и аустенитом при выдержке в МКИТ.

Изменение содержания отдельных элементов в составе низколегированных сталей может кардинальным образом изменить характер диффузии элементов и их перераспределение при выдержке в МКИТ. Так, в стали 09Г2С, имеющей повышенное, согласно марочному составу, содержание кремния (табл. 1), после обработки по режиму 1 зафиксировано равномерное распределение марганца, хрома, никеля и кремния между структурными составляющими — ферритом и мартенситом. Уменьшение длительности выдержки при нагреве в МКИТ (табл. 2, режимы 2, 3,) и скорости охлаждения после выдержки в МКИТ (табл. 2, режим 3) не меняют установленного характера распределения элементов. Следует отметить, что в структуре исследованных сталей после обработки по режиму 3 выявляются окаймляющие мартенситную фазу слои эпитаксиального феррита. Т. е., при охлаждении воздушной струей от температуры 750^0С до начала мартенситного превращения периферийные участки аустенита успевают превратиться в феррит по диффузионному механизму. Атомы углерода диффундируют при этом от границы раздела феррит/аустенит вглубь аустенитных участков, обогащая их. В результате этого устойчивость аустенита существенно повышается.

Подвижность атомов углерода, диффундирующих в феррите и аустените сталей по междоузлиям, на 3-4 порядка выше, чем атомов замещения (марганца, хрома, ванадия, титана, алюминия, никеля, кремния и др.), диффузия которых осуществляется по вакансионному механизму, поэтому аустенит при выдержке в МКИТ насыщается прежде всего углеродом [1, 2]. Однако непосредственное межатомное взаимодействие атомов углерода с атомами железа и легирующих элементов по типу замещения при изменении комплексной легированности сталей даже в узких пределах может существенно влиять на диффузионную подвижность компонентов при выдержке в МКИТ, их перераспределение между ферритом и аустенитом, что в значительной мере определяет структурное состояние и комплекс свойств ДФМС.

В практическом плане термическая обработка с непосредственной выдержкой в МКИТ (т.е., ординарная), обеспечивающая в низколегированных сталях пониженный уровень значений предела текучести $\sigma_{0,2}$, применяется [1,2], в основном, для катанки и тонколистового проката, перерабатываемого, соответственно, холодным волочением в проволоку или штамповкой в детали автомобилей и машин.

Проведенный анализ свидетельствует о том, что с помощью ординарной термической обработки с выдержкой в МКИТ можно получать в сталях разного марочного состава те или иные разновидности упрочняющих составляющих (мартенсит, бейнит, перлит), регулировать их объемную долю и количественное соотношение, степень дисперсности и характер распределения химических элементов между составляющими структуры сталей, как это показано выше. В то же время, в силу своей специфики, такая ординарная обработка не позволяет реализовывать

механизмы, направленные на измельчение ферритного зерна, что весьма важно для повышения прочности, пластичности и ударной вязкости низколегированных сталей. В связи с этим значительный интерес представляет проведение специальных экспериментов по опробованию режимов комбинированной термической обработки низколегированных сталей, предусматривающей их предварительную аустенитизацию или предварительную аустенитизацию с изотермическим распадом при температурах 430-660^{0}С сталей перед выдержкой в МКИТ.

Режимы комбинированной термической обработки с выдержкой в МКИТ для толстолистовой (толщина проката 16 мм) г/к низколегированной стали 14Г2, выбранной в качестве модельной для проведения данного исследования, приведены в табл. 3. Сталь имела следующее содержание легирующих элементов и примесей (масс.%): 0,14C; 1,40Mn; 0,30Si; 0,025S; 0,020P; 0,05Cr; 0,06Ni; 0,06Cu.

Проведенные эксперименты показали, что снижение температуры изотермического распада аустенита при температурах перлитного интервала может существенно изменять структурные характеристики стали 14Г2. Так, в случае обработки, включающей выдержку в аустенитной области при температуре 950^{0}С с длительностью 15мин. и последующий изотермический распад аустенита при температурах 650, 550 и 450^{0}С (выдержка 60 с.) в конечной структуре стали 14Г2 средний размер ферритного зерна составляет, соответственно, $d_з$ =7,2, 5,0 и 4,7 мкм, т.е. уменьшается от номера 11 до 12.

Структурное различие стали 14Г2 при понижении температуры изотермического распада аустенита связано с механизмом зарождения и роста зародышей низкотемпературной фазы - феррита. Согласно развиваемому в [3] новому теоретическому подходу, тепловой баланс между выделяющейся при фазовом $\gamma \rightarrow \alpha$ - превращении скрытой теплотой этого превращения и скоростью её отвода от фронта превращения в низкотемпературную изотермическую среду в рассматриваемой здесь ситуации может быть обеспечен только в случае привлечения положения о реализации в качестве зародышей феррита т.н. «кластерных» («замороженных») центров фазового превращения - существующих в аустените группировок атомов с расположением, близким к таковому для феррита. Экспериментально такого рода центры – «кластеры» низкотемпературной фазы, способные к росту при фазовых превращениях, обнаружены, например, в аморфном сложнолегированном сплаве ZrNbCuNiAl [4] и в других сплавах такого типа. В стали 14Г2 при резком температурном перепаде от температуры аустенитизации 950^{0}С до температур изотермической среды 450-660^{0}С минимально затратным с термодинамической точки зрения, действительно, является и скорость роста которых мгновенная множественная трансформация «кластерных» центров в зародыши феррита критического размера, количество лимитируются условиями отвода скрытой теплоты фазового превращения

от его фронта при той или иной температуре изотермической среды [3]. Изложенное положение дает однозначное объяснение наблюдаемым экспериментально фактам измельчения зерна феррита, перлитной составляющей и включений мартенсита (бейнита) в стали 14Г2 по мере снижения температуры изотермической выдержки.

Обобщая полученные данные, можно утверждать, что применение изотермической выдержки в температурном «зазоре» между концом ферритного и началом бейнитного (мартенситного) превращения позволяет измельчить зерно феррита и упрочняющие составляющие стали 14Г2. При последующей термической обработке стали 14Г2 с выдержкой в МКИТ эффекты измельчения ферритного зерна и дисперсности вторых фаз (участков мартенсито-бейнита и перлита) сохраняются. Получаемые при такой комбинированной обработке с выдержкой в МКИТ феррито-мартенсито(бейнито)-перлитные структуры в сталях относят к особому классу мультифазных структур [2]. В частности, вариантом обработки с изотермическим распадом аустенита при 450^0С (выдержка 60^0с.) и охлаждением на воздухе (табл. 3, режим 2) получены по сравнению с режимом 1 (табл. 3, без изотермического распада) более мелкое зерно феррита размером 4,8 мкм (12 номер), более дисперсные участки перлита (1-12 мкм) и включения мартенсита (бейнита), а также более высокий уровень прочностных свойств (табл. 3). При этом значения механических свойств стали 14Г2 после обработки по режиму 2 (табл. 3) превышают требования для класса прочности 390 (ГОСТ 19281) по временному сопротивлению и ударной вязкости, однако значение δ_5 близко к нижнему номиналу для этого класса прочности (табл. 3). Причиной этого служит преимущественное расположение перлита (мартенсито-бейнита) в виде включений по границам ферритных зерен и в стыках их тройных границ, что препятствуют развитию пластического течения по объёму стали при развитии деформации.

Комбинированная обработка по режиму 3 с изотермическим распадом при 660^0С (выдержка 60^0с.), выдержкой в МКИТ при 780^0С (15 мин) и последующим охлаждением на воздухе не обеспечивает преимущественных показателей как по структурным характеристикам, так и по механическим свойствам по сравнению с режимом 2 (табл.3). Такой благоприятный структурный фактор, как наблюдаемое наличие значительного объема перекристаллизованного «нового» феррита с низкой плотностью дислокаций [2], нивелируется в случае режима 3 выраженной полосчатостью структуры и наличием крупных включений мартенсита (бейнита) в протяженных ликвационных полосах средней зоны проката из стали 14Г2. Микротвёрдость феррита основного объема стали после обработки по режиму 3 составляла 2215 Н/мм^2 и находилась, таким образом на уровне, свойственном ферриту низкоуглеродистым сталям (согласно [5] – 2352-2695 Н/мм^2). Микротвёрдость включений мартенситной (бейнитной) фазы в ликвационных полосах - 4115 - 4410

Н/мм^2, несколько ниже типичной (7105-10290 Н/мм^2) для мартенсита низкоуглеродистых сталей, полученного закалкой в воде от температур выдержки в МКИТ [5]. Однако наличие таких крупных включений повышенной твердости в ликвационных полосах средней зоны проката из стали 14Г2 наряду с выраженной полосчатостью в направлении, перпендикулярном оси растяжения образцов при механических испытаниях, служит причиной наблюдаемого в этой стали при обработке по режиму 3 снижения δ_5 и сравнительно невысокого (для полученных показателей прочности) значения KCU^{-40} (табл. 3).

Таблица 3. Режимы комбинированной термической обработки с выдержкой в МКИТ и механические свойства листовой стали 14Г2.

Режим обработки	Механические свойства				
	$\sigma_т$, Н/мм^2	**$\sigma_в$, Н/мм^2**	**δ_5, %**	**ψ, %**	**KCU^{-40}, Дж/см^2**
1. 950^{0}С, 15 мин → 750^{0}С, 15 мин → охл. на воздухе (возд. струей)	385,0*[1] 415,0	528,0 545,0	33,6 24,0	66,2 68,0	124,0 116,0
2. 950^{0}С, 15 мин → 450^{0}С, 60 с. → охл. на воздухе	445,0	570,0	24,6	68,0	124,0
3. 950^{0}С, 15 мин → 660^{0}С, 60 с. → 780^{0}С, 15 мин → охл. на воздухе	372,0	534,0	34,8	64,9	122,0
4. 950^{0}С, 15 мин → 450^{0}С, 60 с. → 780^{0}С, 15 мин → охл. возд. струей (на воздухе)	402,0*[1] 425,0	552,0 565,0	35,2 29,0	64,4 67,5	138,0 132,0
5. 950^{0}С, 15 мин → 450^{0}С, 180 с. → 780^{0}С, 15 мин → охл. на воздухе (возд. струей)	405,0*[1] 422,0	545,0 558,0	34,0 32,8	69,5 67,0	142,0 136,0

Примечание. 1. Числитель - охлаждение от температуры 780ºС на спокойном воздухе ($V_{охл.} \approx 2,0$ ºС/с); знаменатель - воздушной струей ($V_{охл.} \approx 7,0$ ºС/с).

Существенное повышение общей дисперсности структуры и включений мартенсита (бейнита) в ликвационных полосах средней зоны проката из стали 14Г2, а также снижение полосчатости ее структуры достигнуто при обработке по комбинированным режимам 4,5 (табл. 3, рис.2). Микротвёрдость ликвационных полос с такой диспергированной феррито-мартенситной (бейнитной) структурой для режимов 4,5 в случае режимов с охлаждением на воздухе составила 3175-3312 Н/мм^2, что ниже приведенной выше для крупных включений мартенсита (бейнита), полученных в ликвационных полосах при обработке по режиму 3. Микротвёрдость перлита при этом составила 3050-3135 Н/мм^2, т.е., значения микротвёрдости мартенсито-бейнитных ликвационных полос (3175-3312 Н/мм^2) близки к таковым для перлита. Это благоприятный

фактор с точки зрения повышения пластичности и вязкости разрушения стали. Характерным для структуры стали 14Г2, прошедшей обработку по этим режимам, является наличие прилегающих к перлитным и мартенситным (бейнитным) участкам ободков низкодислокационного «нового» феррита (рис.2б,в), способствующего [2] повышению пластических и вязких свойств стали.

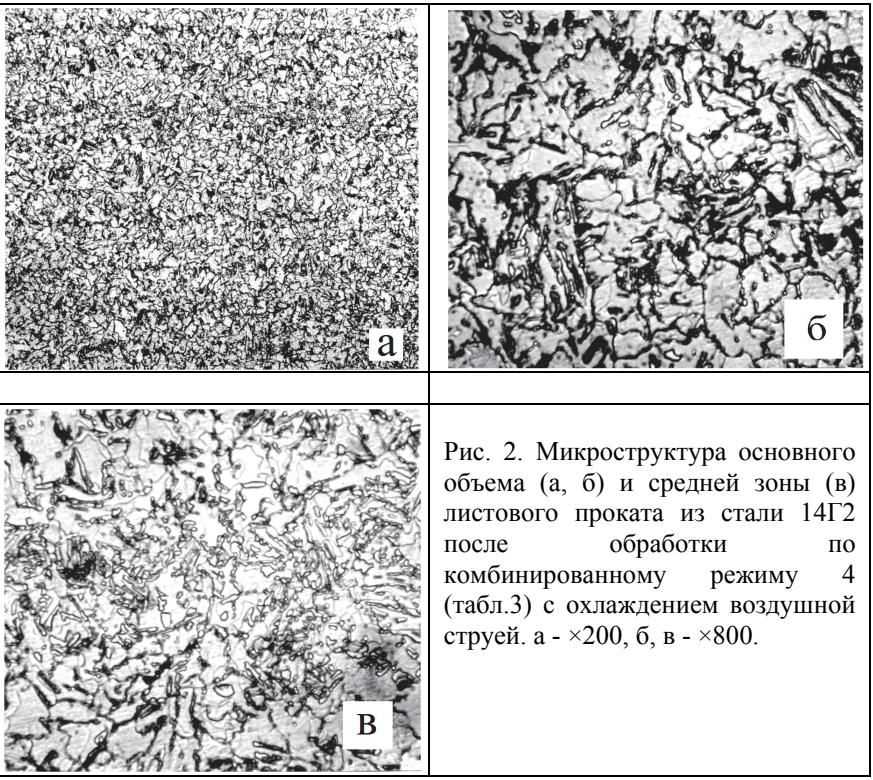


Рис. 2. Микроструктура основного объема (а, б) и средней зоны (в) листового проката из стали 14Г2 после обработки по комбинированному режиму 4 (табл.3) с охлаждением воздушной струей. а - ×200, б, в - ×800.

Установленные закономерности формирования структуры и комплекса механических свойств толстолистовой низколегированной стали 14Г2 при рассмотренных режимах комбинированной термической обработки с выдержкой в МКИТ распространяются на широкую гамму марочных составов низколегированных конструкционных сталей разного назначения.

По существующим промышленным технологиям для получения класса прочности 390 в толстолистовом прокате из низколегированных сталей типа 14Г2 и из других низколегированных сталей обычно применяют операции закалки с отдельного нагрева и отпуска, вызывающие дополнительные энергетические расходы. В [6] показана возможность реализации энергоэкономных технологий с использованием

тепла прокатного нагрева при производстве толстолистового проката из таких сталей. Сущность этих технологий заключается в применении регулируемого охлаждения толстолистового проката из низколегированных сталей за чистовой клетью стана 3600 до температур перлитного интервала и последующей подаче этого проката в расположенные в потоке стана нормализационные агрегаты (горячий посад) для проведения операций ускоренного отпуска. Для промышленного опробования и освоения такого рода энергоэкономной технологии термической обработки толстолистового проката из низколегированных сталей в потоке широкополосных станов, оснащенных нормализационными агрегатами, могут быть рекомендованы комбинированные режимы термической обработки с выдержкой в МКИТ типа 4, 5 (табл. 3) со скорректированными применительно к промышленным условиям температурно-временными параметрами. Комбинированные режимы типа 4, 5, а также другие проанализированные в настоящей работе комбинированные режимы термической обработки с выдержкой в МКИТ, с некоторым видоизменением температурно-временных параметров, могут, таким образом, как менее энергозатратные, использоваться взамен действующих технологий при производстве широкой гаммы низколегированных толстолистовых сталей, используемых в строительных конструкциях, а также при производстве машиностроительных изделий из низкоуглеродистых и низколегированных сталей.

ВЫВОДЫ

1. Установлено, что применение комбинированных режимов обработки с выдержкой в МКИТ, предусматривающих предварительную аустенитизацию или аустенитизацию с изотермическим распадом ниже температур перлитной области приводит к формированию в низколегированных сталях мультифазных (ферррито-мартенсито(бейнито)-перлитных) структур, соотношение структурных составляющих и перераспределение химических элементов в которых обеспечивает требуемое сочетание их повышенных прочностных, пластических и вязких свойств.

2. На примере толстолистовой низколегированной стали 14Г2 показано, что эффекты измельчения ферритного зерна, перлитной и мартенситной (бейнитной) составляющих при комбинированной обработке с выдержкой в МКИТ могут быть обусловлены реализацией при низких (450-550ºС) температурах изотермического распада аустенита механизма множественной трансформации «кластерных» ферритных центров в зародыши феррита критического размера, количество лимитируются условиями отвода скрытой теплоты фазового превращения от его фронта при той или иной температуре изотермической среды.

3. Учитывая, что комбинированные режимы с выдержкой в МКИТ позволяют без применения операций закалки с отдельного нагрева и отпуска достичь в листовой низколегированной стали 14Г2 показатели механических свойств на уровне класса прочности 390 по ГОСТ 19281, они могут быть рекомендованы для создания сквозных энергоэкономных технологий термической обработки с выдержкой в МКИТ листового проката из низколегированных сталей в потоке толстолистовых станов, оснащенных агрегатами нормализации.

1. *Металловедение* и термическая обработка стали. Справ. изд. Т.Ш. Термическая обработка металлопродукции / Под редакцией Бернштейна М.Л., Рахштадта А.Г. – М.: Металлургия, 1983. – 216 с.
2. *Голованенко С.А., Фонштейн Н.М.* Двухфазные низколегированные стали. – М.: Металлургия, 1986. – 207 с.
3. *Сидоренко О.Г., Федорова И.П., Волков К.В.* Некоторые особенности формирования структуры на начальном этапе распада аустенита, подвергаемого термоциклированию // Проблемы современного материаловедения. – Днепропетровск: ПГАСА, 1999. – С. 39-40.
4. *Kuhn U., Ekert J., Mattern N., Schultz L.* ZnNbCuNiAl bulk metallic glass matrix composites containing dendritic bcc phase precipitates/ Applied physics Letters/ - 2002. – V. 80, №14. – P. 2478-2480.
5. *Григорович В.К.* Твердость и микротвёрдость металлов. – М.: Наука,1976. – 230 с.
6. *Упрочняющая* термическая обработка толстых листов с прокатного нагрева / В.И.Спиваков, Э.А.Орлов, М.С.Бабицкий, В.Я.Савенков // Термическая и термомеханическая обработка стали: Тематич. отрасл. сб. научн. тр. – М.: Металлургия. – 1984. – С. 55-59.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук И.Ю.Приходько

В.Л.Плюта, А.М.Нестеренко, Г.В.Левченко, С.О.Воробей, В.А.Головко

Особливості структуроутворення листових низьколегованих сталей при комбінованій термічній обробці

Досліджено структуру та розподіл легуючих елементів між структурними складовими листової низьколегованої сталі 14Г2. Показано, що термічна обробка з витримкою в межкрітичному інтервалі температур (МКІТ) дозволяє досягти в сталі 14Г2 показників механічних властивостей на рівні класу міцності 390 за ГОСТ 19281 без застосування операцій гарту з окремого нагріву та відпуску. МКІТ може бути рекомендовано для створення наскрізних енергоекономічних технологій термічної обробки листової сталі.

Ключові слова: листова низьколегована сталь 14Г2, витримка в межкрітичному інтервалі температур, структура, розподіл легуючих елементів

V.L.Plyuta, A.M.Nesterenko, G.V.Levchenko, S.A.Vorobey, V.A.Golovko

Features of structure sheet low alloy steel in combined heat treatment

The structure and distribution of alloying elements between the structural components of the leaf low alloy steel 14G2. It is shown that heat treatment delayed in the intercritical temperature range (MKIT) achieves in steel 14G2 indicators of mechanical properties on the strength class 390 according to GOST 19281 level without tempering operations with separate heating and tempering. MKIT can be recommended for the creation of energy-saving technologies through heat treatment sheet steel.

Keywords: low alloy steel sheet 14G2, aging in the intercritical temperature range, the structure, the distribution of alloying elements

УДК 669.15*24*26–194:54.02

Д.Н.Тогобицкая, В.П.Пиптюк, И.Н.Логозинский*, Б.А.Левин*, А.С.Козачок, О.В.Кукса, Ю.М.Лихачов

ОПТИМИЗАЦИЯ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА СТАЛИ 14Х17Н2 НА ОСНОВЕ КОНЦЕПЦИИ НАПРАВЛЕННОЙ ХИМИЧЕСКОЙ СВЯЗИ

Институт черной металлургии НАН Украины им З.И. Некрасова
*«Электрометаллургический завод «Днепроспецсталь» им. А.Н. Кузьмина»**

На основе физико-химической модели структуризации расплава выявлена роль примесной микролегирующей подсистемы в формировании механических свойств металлопродукции из стали 14Х17Н2. Выполнена оценка влияния микролегирующей подсистемы на механические свойства металлопродукции. Фактическая информация об интегральных параметрах химического состава стали может быть использована при выборе соответствующих параметров термообработки.

Ключевые слова: сталь 14Х17Н2, физико-химическая модель, интегральные параметры химического состава, механические свойства, термообработка

Состояние вопроса. Коррозионностойкая, жаропрочная сталь 14Х17Н2 относится к мартенсито-ферритному классу, обладает высокими прочностными и пластическими свойствами в сочетании с высокой ударной вязкостью. Важнейшим фактором качества металлопродукции из данной стали является обеспечение достаточного уровня комплекса механических свойств, регламентируемого НТД. Например, согласно ГОСТ 5949-75, для металлопродукции из стали 14Х17Н2 предъявляются следующие основные требования:

1 вариант – закалка 975-1040^{0}С, охлаждение в масле, отпуск 275-350^{0}С, охлаждение на воздухе: (σ_B=110 кгс/мм^2; σ_T=85 кгс/мм^2; δ_5=10%; ψ=30%; KCU=5 кгс*м/см^2);

2 вариант – закалка 975-1040^{0}С, охлаждение в масле, отпуск 620-660^{0}С, охлаждение на воздухе: (σ_B=85 кгс/мм^2, σ_T=65 кгс/мм^2, δ_5= 16%, ψ= 55%, KCU= 8 кгс*м/см^2).

С целью многопланового анализа информации сотрудниками ИЧМ НАНУ сгенерировано математическое обеспечение, включающее наряду с традиционным программным обеспечением первичного анализа данных, оригинальные методы целенаправленного их проецирования, поиска скрытых закономерностей на основе методов физико-химического моделирования многокомпонентных металлических расплавов, охватывающих широкий спектр легирующих элементов. Совместно со специалистами ПАО »Днепроспецсталь» сформирована база данных, включающая информацию о марке 14Х17Н2: химический состав, НТД на продукцию, сведения о термической обработке и диаметрах изделий, а также таблицы фактографической информации о механических свойствах, структуре.

Изложение основных материалов исследования. Анализ сортамента и механических свойств металлопродукции из стали 14Х17Н2 проводился на основании накопленных за период 2009-2014 гг. баз данных о химическом составе, параметрах термообработки и механических свойствах металлопродукции для обеспечения заказов по требуемому размерному сортаменту (рис.1).

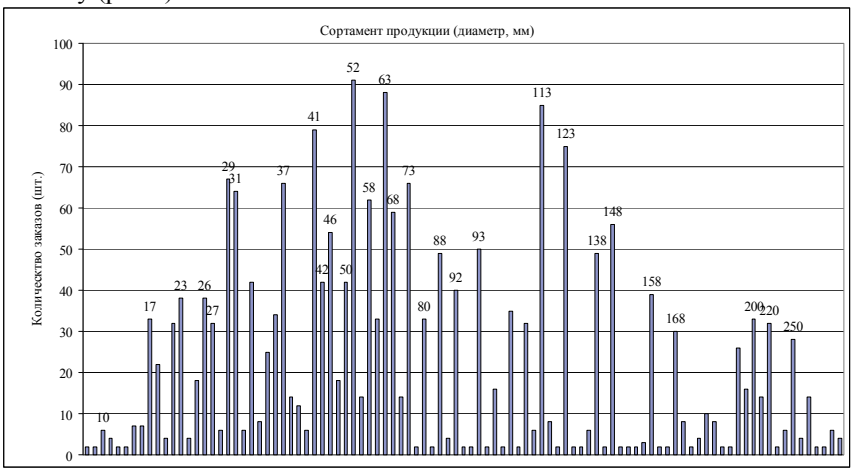


Рис.1. Сортамент продукции стали 14Х17Н2 за период с 2009 по 2014 гг. для ТО зак.1020-40’м. от.350-60’вх.

В связи с зашумленностью информации о механических свойствах металлопродукции принята концепция оценки достоверности данных путем последовательного уточнения областей на основе поэтапного анализа исходной информации [1]. Первичный анализ данных за 2013 г. выбранного режима термической обработки (ТО) (зак.1020^0С -40 мин м.от. 350^0С -1 ч воздух- температура закалки=1020^0С, время закалки =40 мин. в масле, температура отпуска = 350^0С, время отпуска = 1 час на воздухе) на гистограммах конкретизирует распределение характеристик во всем диапазоне. Для выбранного режима термической обработки характерны достаточно стабильные механические свойства металлопродукции в интервалах σ_B (кгс/мм^2) - (111-125; 92 % значений), σ_T (кгс/мм^2) - (86-104; 95 %), δ_5 (%) - (14 -24; 99 %), ψ (%) - (48-67; 95 %), KCU (кгс м/см^2) – (5-11,31; 91%).

Ретроспективный анализ данных о химическом составе стали показал, что в период с 2011 по 2013 г.г. происходило постепенное снижение содержания как основных легирующих (*Cr, Ni*), так и примесных (*S, P, N, V, W, Mo, Nb*) элементов и сужались диапазоны изменения их концентраций, что подтверждается статистическим критерием Стьюдента (табл.1). Потенциальные возможности описанной раннее в работах [2,3] методики многоаспектного анализа данных на основе теории Э.В.Приходько позво-

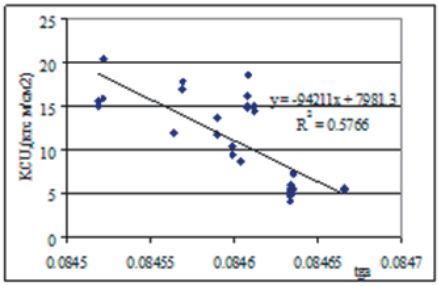
ляют обеспечить формирование репрезентативных выборок для исследования влияния химического состава и технологии на формирование свойств металлопродукции целевого назначения.

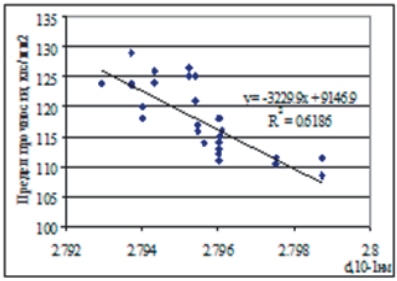
Таблица 1. Сравнительный анализ химического состава стали марки 14Х17Н2 по t- критерию Стьюдента

№п/п	Показатели	2011 min/max ср./коэф.вар.	2012 min/max ср./коэф.вар.	t-krit 2011 с 2012	2013 min/max ср./коэф.вар.	t-krit 2011 с 2013	t-krit 2012 с 2013
1	**C**	0,11/0,17 0,13/8,1062	0,11/0,15 0,12/4,9489	4,53	0,11/0,13 0,121/3,7476	8,612	1,466+
2	**Mn**	0,26/0,85 0,36/23,1563	0,24/0,6 0,37/29,0326	1,49+	0,25/0,57 0,329/15,6219	7,05	4,403
3	**Si**	0,22/0,61 0,34/18,2338	0,27/0,46 0,34/14,1168	0,36+	0,26/0,49 0,339/16,5892	1,12+	0,476+
4	**P**	0,023/0,036 0,029/8,0285	0,025/0,037 0,029/7,553	1,24+	0,017/0,033 0,027/10,1988	14,223	8,86
5	**S**	0,003/0,023 0,012/48,6239	0,003/0,018 0,008/48,1884	9,32	0,003/0,018 0,008/57,5942	11,755	0,116+
6	**Cr**	16,15/17,87 17,26/1,3451	16,38/17,72 17,21/1,2185	2,49	17,02/17,68 17,22/0,6387	3,544	0,73+
7	**Ni**	1,51/2,18 1,65/8,2024	1,54/2,07 1,65/6,3585	0,024+	1,55/1,78 1,605/2,364	8,873	5,006
8	**W**	0,02/0,25 0,06/64,7039	0,02/0,16 0,057/53,6234	0,989+	0,02/0,07 0,031/45,8456	19,19	9,845
9	**V**	0,02/0,08 0,040/30,3008	0,02/0,08 0,04/32,9966	0,253+	0,02/0,1 0,042/354,391	1,017+	0,876+
10	**Mo**	0,04/0,21 0,096/34,7047	0,03/0,25 0,09/45,3411	1,599+	0,03/0,11 0,063/34,5339	20,759	7,556
11	**Al**	0,012/0,07 0,032/32,5722	0,018/0,045 0,032/20,512	0,743+	0,019/0,057 0,038/18,6174	12,918	9,181
12	**Cu**	0,07/0,19 0,118/19,4981	0,07/0,16 0,107/20,0298	5,263	0,06/0,16 0,111/19,8925	4,528	1,942+
13	**Nb**	0,010/0,026 0,017/14,3918	0,01/0,024 0,017/18,0023	0,738+	0,01/0,012 0,01/3,575	82,147	28,012
14	**N**	0,025/0,057 0,038/17,7819	0/0,05 0,036/31,1547	0,776+	0,029/0,051 0,043/10,7201	16,968	6,427
15	**Co**	0,024/0,073 0,039/12,4808	0,028/0,054 0,039/13,8563	0,317+	0,026/0,039 0,03/9,1175	36,848	17,331
16	**Fe**	78,41/80,32 79,78/0,3651	79,2/80,51 79,84/0,342	2,32	79,11/80,24 79,967/0,2356	13,173	5,027
17	$\mathbf{Z^Y}$	1,639/1,679 1,654/0,3439	1,637/1,664 1,653/0,3369	2,1	1,645/1,667 1,651/0,2368	10,671	3,772
18	**d**	2,789/2,8 2,795/0,0673	2,793/2,799 2,795/0,0576	2,384	2,791/2,797 2,794/0,044	3,105	4,277
19	**tga**	0,084/0,085 0,0849/0,2944	0,084/0,085 0,0849/0,2708	0,049+	0,0845/0,0847 0,0846/0,0355	36,276	16,805

Примечания: Знак (+) - выборки принадлежат к одной совокупности. Для остальных – различие данных выборок достоверно с вероятностью =0,95; Z^Y, *d, tgά* – интегральные параметры стали.

Данный подход к исследованию механических свойств металлопродукции из стали более подробно описан в наших работах [2–4]. Использование интегральных параметров отражающих зарядовое - Z^Y и структурное - d состояние в качестве «свертки» химического состава многокомпонентного металлического расплава позволяет снизить параметричность моделей и повысить эффективность решения задач по схеме «состав – технология – структура – свойство». Так, например, в результате априорного анализа данных сформированной выборки (ТО закалка 1020^0С, 40 мин (масло), отпуск 350^0С, 1 ч(воздух)) четко прослеживается зависимость прочностных свойств от структурного параметра d и $tg\alpha$, константа для каждого элемента, характеризующая изменение радиуса иона при изменении его заряда, а также физико-химического эквивалента Z^Y (рис.2).





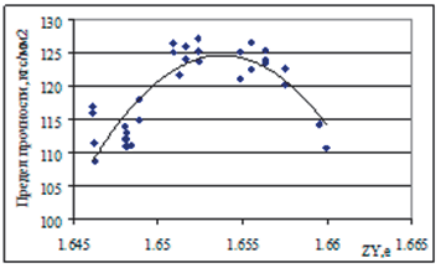


Рис.2. Зависимость механических свойств металлопродукции из стали марки 14Х17Н2 от параметров межатомного взаимодействия (слева вверху – относительное удлинение, справа верхе и внизу – предел прочности)

Таким образом, на основе выявленных закономерностей изменения параметров межатомного взаимодействия от компонентного состава стали подготовлена инструментальная база для оптимизации показателей качества на основе вычислительного эксперимента [5].

Структуризация химического состава стали и оценка формирования свойств металлопродукции. Задача стабилизации механических свойств металлопродукции решалась на основе исследования поэлементного влияния на интегральные параметры d и Z^Y полного химического состава в диапазонах его изменения для анализируемой выборки на основе вычислительного эксперимента с применением «масштабирования» переменных путем приведения состава к отрезку [0-1] (рис.3).

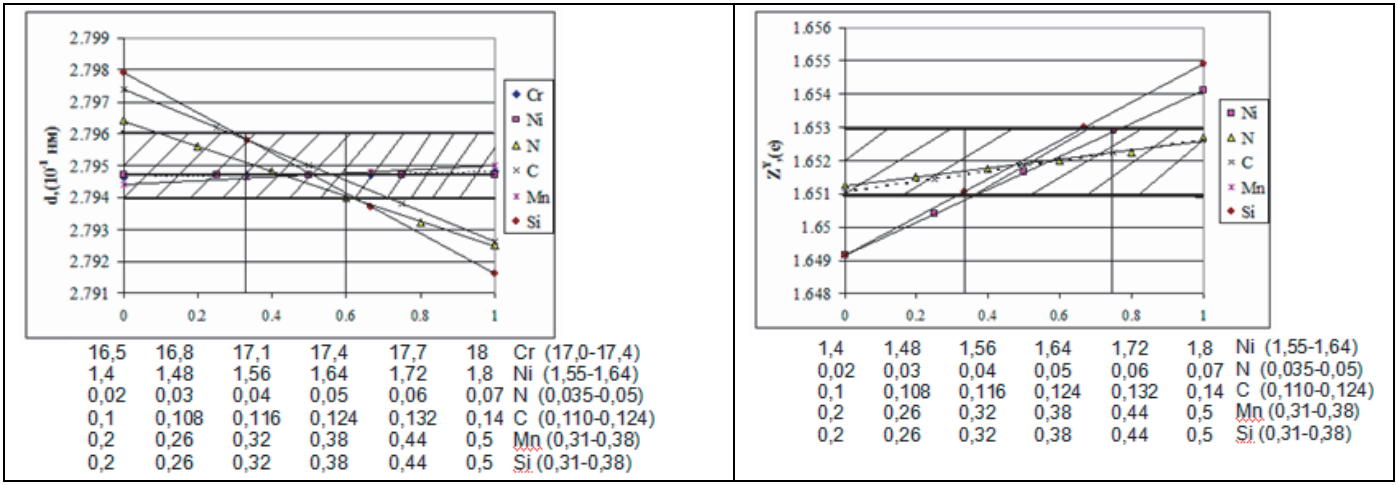


Рис.3. Влияние химических элементов на параметры межатомного взаимодействия для полного химического состава – зарядового Z^Y (e) и структурного d (10^{-1}нм) состояний, (в скобках рекомендуемые диапазоны состава).

Расчеты показали, что наибольшие градиенты, понижающие структурный параметр исследуемого расплава стали d, обеспечивают кремний, азот и углерод. Возрастание параметра Z^Y свидетельствует об «усилении» межатомных связей в системе, что обуславливает повышение комплекса прочностных свойств. Таким образом решение задачи стабилизации свойств сводится к стабилизации изменения параметров d и Z^Y в пределах заштрихованной на рис.3 области (никеля 1,56-1,72 вес.%, марганца и кремния 0,32-0,38 вес.%, углерода 0,116-0,124 вес.%, хрома 17,1-17,4 вес.%), что удовлетворяет «суженным» диапазонам изменения химического состава стали 14Х17Н2.

В ходе исследований было установлено, что элементы примесной подсистемы - сера и фосфор не оказывают существенного влияния на изменение параметров d и Z^Y.

Построенные картограммы изменения механических свойств металлопродукции из исследуемой стали в координатах d и Z^Y подтверждают полученные результаты вычислительного эксперимента (рис.4). Как следует из картограмм, заштрихованные области ограничений характеризуются следующим уровнем свойств: предел прочности (кгс/мм^2) – 114-126, предел текучести (кгс/мм^2) -89-97, ударная вязкость -9-12 (кгс м/см^2), относительное удлинение (%) – 20-23, относительное сужение (%) - 61-67.

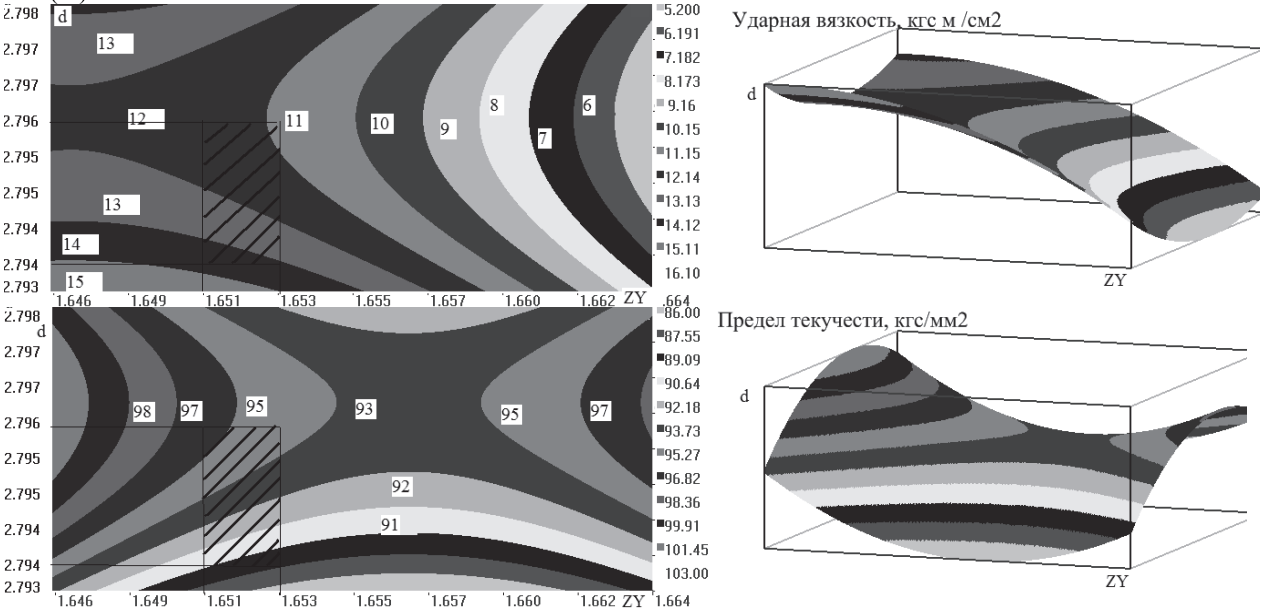


Рис.4. Зависимость механических свойств металлопродукции из стали 14Х17Н2 (круг диаметром 29 мм) от параметров межатомного взаимодействия зарядового Z^Y (е) и структурного d (10^{-1}нм) состояний.

Оценка роли примесных подсистем на формирование механических свойств металлопродукции из стали 14Х17Н2

Для анализа следствий локализации процессов, результатом которых является формирование структуры и свойств металлопродукции из стали, в работе использован описанный в работах [2,5] подход разделения общего состава на различные подсистемы:

Общая – [C, Mn, Si, S, P, Cr, Ni, Al, W, V, Nb, Mo, Co, Fe];

Матричная – [C, Mn, Si];

Легирующая – [Cr, Ni];

Примесная микролегирующая - [W, V, Nb, Mo];

Примесная – [S, P].

Основанием для отнесения элементов к той или иной подсистеме являются результаты анализа как корреляционной матрицы, так и факторного анализа. Наиболее существенная взаимосвязь выявлена для примесной микролегирующей подсистемы [коэффициент корреляции ≥ – 0,6], которая является индикатором процессов карбидоообразования (рис.5) .

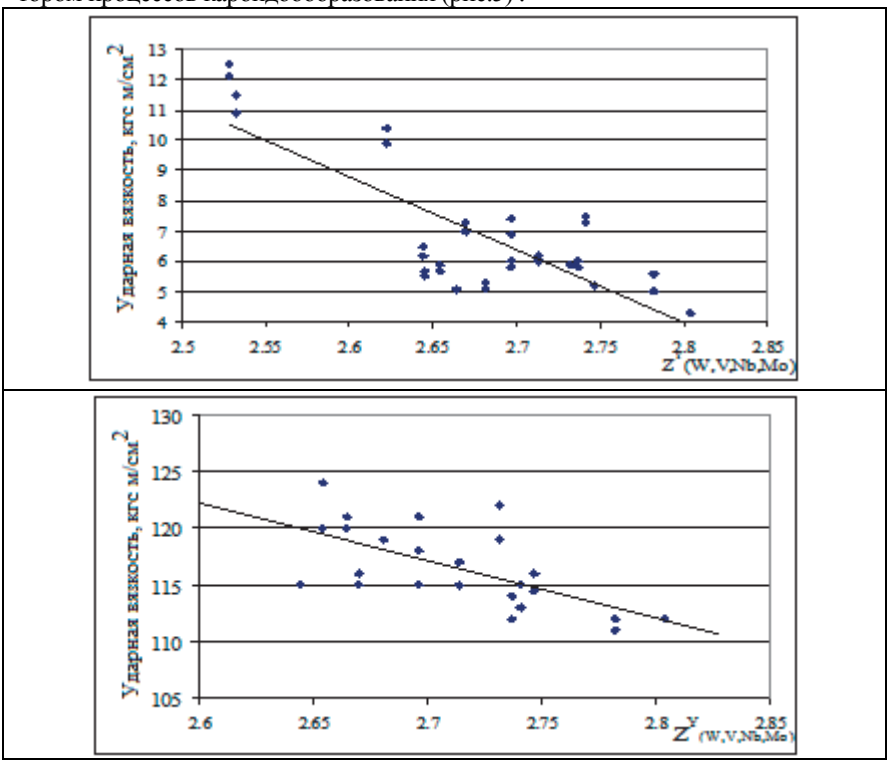


Рис.5. Влияние параметра зарядового состояния подсистемы [W,V,Nb,Mo] на ударную вязкость и предел прочности для металлопродукции из стали 14Х17Н2, зак.1020-40'м. от.350-60'вх.

Это связано с тем, что микролегирование стали карбидообразующими элементами-ингибиторами способствует существенному измельчению зерна. Важнейшую роль при этом играют мелкодисперсные карбонитриды, которые препятствуют росту зерен. Для подтверждения выявленной закономерности и возможности корректировки уровня механических свойств была сформирована выборка промышленных данных с усиленным контролем механических свойств металлопродукции из стали 14Х17Н2 с целью выбора режимов термообработки, обеспечивающих, в частности, требуемый уровень ударной вязкости [6]. В таблице 2 наряду со стандартными вариантами термообработки представлены данные по повышению ударной вязкости за счет увеличения температуры отпуска или ее длительности.

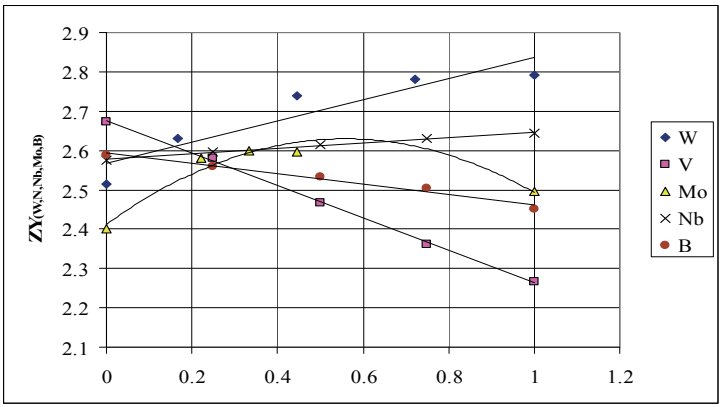
Таблица 2. Варианты корректировки режимов термообработки при пониженных значениях ударной вязкости

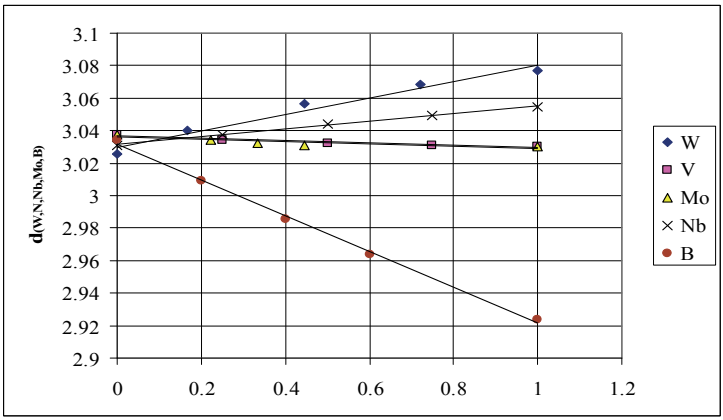
№ плавки	Диаметр мм	$\sigma_т$, кгс/мм^2	$\sigma_в$, кгс/мм^2	δ,%	ψ,%	KCU, кгсм/см^2	Параметры термообработки	$Z^Y_{(W,V,Nb,Mo)}$	$d_{(W,V,Nb,Mo)}$
A00209	52/50	90	115	20	59,5	5,2	З.1020-40'.м.О.350-1ч.вз.	2,591	3,091
A00209	52/50	94	119	21	61,5	8,7	З.1020-40'.м.О.350-1ч.вз.		
A00209	63/60	70	90	22	64	9,6	З.1020-1ч.м.О.640-1ч.вз.		
A00209	63/60	72	92	20	61,5	10,7	З.1020-1ч.м.О.640-1ч.вз.		
99831	30	92	117	19	64	3,6	З.1020-1ч.м.о.350-1ч.вз.	2,646	3,094
99831	30	95	120	19	61,5	3,5	З.1020-1ч.м.о.350-1ч.вз.		
99831	30	86	111	18	59	5,1	З.1000-1ч.м.о.350-90'.вз.		
99831	30	86	111	17	56,5	5,2	З.1000-1ч.м.о.350-90'.вз.		
A00193	29	80,15	103	20	61,5	5	З.1020-1ч.м.О.350-1ч.вз.	2,707	3,098
A00193	29	90	115	21	64	4,9	З.1020-1ч.м.О.350-1ч.вз.		
A00193	29	87	112	21	64,5	7,7	З.1020-1ч.м.О.640-1ч.вз.		
A00193	29	87	112	21	64,5	8,3	З.1020-1ч.м.О.640-1ч.вз.		
A00441	168/100	79,3	102	17	45	2,4	З.1020-1ч.м.О.350-1ч.вз.	2,748	3,106
A00441	168/100	82,7	106	20	59	1,9	З.1020-1ч.м.О.350-1ч.вз.		
A00441	168/100	86,1	110	16	53,5	3,2	З.1020-1ч.м.О.350-1ч.вз.		
A00441	168/100	85,7	109,5	17	52	3,1	З.1020-1ч.м.О.350-1ч.вз.		
A00441	168/100	68	88	22	66	9,6	З.1020-1ч.м.О.680-40'вз.		
A00441	168/100	69	89	17	63	8,4	З.1020-1ч.м.О.680-40'вз.		

Несмотря на снижение $\sigma_т$ и $\sigma_в$ в пределах ≈ 20-25 кгс/мм^2, увеличение температуры отпуска стали приводит к увеличению KCU. При этом предложенные выше интегральные параметры межатомного взаимодействия примесной микролегирующей подсистемы ($Z^Y_{(W,V,Nb,Mo)}$, $d_{(W,V,Nb,Mo)}$) могут быть использованы,

как критерии для такой корректировки режима термообработки (параметры $Z^{Y}_{(W,V,Nb,Mo)}$, $d_{(W,V,Nb,Mo)}$ лежат в области критических диапазонов).

На рис.6 приведены результаты вычислительного эксперимента, характеризующего изменение интегральных параметров $Z^{Y}_{(W,V,Nb,Mo,B)}$ и $d_{(W,V,Nb,Mo,B)}$ при введении бора в пределах 0,001-0,0035.





0,02	0,06	0,1	0,14	0,18	0,2	W
0,02	0,036	0,052	0,068	0,084	0,01	V
0,02	0,06	0,1	0,14	0,18	0,2	Mo
0,08	0,112	0,114	0,176	0,208	0,24	Nb
0,001	0,0015	0,002	0,0025	0,003	0,0035	B

Рис.6. Влияние химических элементов на параметры межатомного взаимодействия для примесной-микролегирующей подсистемы с бором – зарядовый $Z^{Y}_{(W,V,Nb,Mo,B)}$ (e) и структурный $d_{(W,V,Nb,Mo,B)}$ (10^{-1}нм)

Как следует из результатов вычислительного эксперимента, в качестве потенциального элемента, стабилизирующего механические свойства для исследуемого диапазона химического состава, можно рассматривать ванадий. Увеличение содержания ванадия приводит к понижению значения интегрального параметра $Z^{Y}_{(W,V,Nb,Mo)}$, оставаясь в области допустимых значений по изменению параметра $d_{(W,V,Nb,Mo)}$, что согласуется с литературными данными работ [7-9]. Учитывая опыт использования бора, в качестве гипотезы для повышения комплекса механических свойств металлопродукции из стали 14Х17Н2, нами также предложено его как микролегирующий элемент. Механизм его благотворного влияния объясняется образованием прочных мелкодисперсных нитридов бора, что способствует формированию более однородной структуры за счет минимизации напряжений и ликваций. При микролегировании стали бором особо актуален вопрос выбора оптимального его содержания (<0,006%), а также обеспечения его свободной («эффективной») концентрации.

Как следует из результатов эксперимента, бор существенно понижает структурный параметр $d_{(W,V,Nb,Mo)}$ подсистемы, оставляя в узком диапазоне стабильности параметра $Z^{Y}_{(W,V,Nb,Mo)}$. Полученные теоретические результаты послужили основанием для выдачи рекомендации о микролегировании стали 14Х17Н2 бором в диапазоне 0.003-0.004%. Техническими службами завода было принято решение о пробных плавках с введением ферробора.

В первом полугодии 2015 г. проведено 11 плавок стали 14Х17Н2, в том числе по опытной технологии – 3 плавки: А01977, А02306 и Р03286. По результатам контроля опытных плавок, микролегированных бором, получены положительные результаты – зафиксировано уменьшение брака, связанного с образованием основного вида дефекта для данной марки стали – трещин напряжения. На сортовых станах зафиксировано снижение фактического расходного коэффициента на 24 кг/т (выборочная зачистка) и 6кг/т (сплошная зачистка).

Предложенные рекомендации положены в основу изменения технологии выплавки стали марки 14Х17Н2.

Выводы

1. Выполнен анализ колеблемости химического состава стали 14Х17Н2, и реализована методика определения его «суженных» диапазонов, обеспечивающих стабильность структуры расплава. На основе физико-химической модели структуры металлических расплавов, позволяющей учитывать как свойства отдельных элементов, так и результаты их взаимодействия, научно обоснованы рациональные пределы изменения элементного состава стали 14Х17Н2.

2. Обоснована целесообразность разделения общего легирующего комплекса стали на подсистемы: матричную [C, Mn, Si], легирующую [Cr, Ni] и примесные: микролегирующую [W, V, Nb, Mo] и нежелательную [S,

Р]. Такое разделение способствует выяснению роли отдельных комплексов легирующих и примесных компонентов в формировании механических свойств металлопродукции из стали и принятию соответствующих рекомендаций.

3. На основе физико-химической модели структуризации расплава стали выявлена роль примесной микролегирующей подсистемы в формировании механических свойств металлопродукции из стали 14Х17Н2. Получены закономерности, позволяющие выполнить оценку степени влияния данной подсистемы на механические свойства металлопродукции. Фактическая информация об интегральных параметрах химического состава стали $Z^{Y}_{(W,V,Nb,Mo)}$ и $d_{(W,V,Nb,Mo)}$ может быть использована при выборе соответствующих параметров термообработки.

4. На основе вычислительного эксперимента с целью повышения механических свойств металлопродукции из стали 14Х17Н2 показана целесообразность ее микролегирования бором в пределах 0,003 – 0,004% для улучшения качества металлопродукции. По результатам контроля опытных плавок, зафиксировано уменьшение брака, связанного с образованием основного вида дефекта для данной марки стали – трещин напряжения.

1. *Исследование* механических свойств стали 14Х17Н2 с использованием критериев качества и методики межатомного взаимодействия в металлических расплавах. / Д.Н.Тогобицкая, В.П.Пиптюк, И.Н.Логозинский и др. // Спеціальна металургія: вчора, сьогодні, завтра. – НТУУ «КПІ», Київ, 2015. – С.899-909.
2. *Информационно* – математическое обеспечение оценки влияния химического состава на свойства готового проката. / Э.В.Приходько, Д.Н.Тогобицкая, А.С.Козачёк и др. // Системные технологии. Региональный межвузовский сборник научных работ. – Выпуск 3 (68). – Днепропетровск, 2010. – С.33-39.
3. *Приходько Е.В., Тогобицька Д.М., Козачок О.С.* Інформаційно-аналітична система стабілізації властивостей прокату. // Металознавство та обробка металів. – Киев. – 2011. – №1. – С.39-43.
4. *Оптимизация* химического состава колесных марок сталей на основе параметров межатомного взаимодействия / Д.Н.Тогобицкая, А.И.Бабаченко, А.С.Козачёк и др. // Математичне моделювання. – №1 (30).– Днепродзержинськ, 2014 – С.44-47.
5. *Системный* подход к выбору оптимального элементного состава стали, обеспечивающего требуемый уровень механических свойств. / Д.Н.Тогобицкая, В.П.Пиптюк, И.Н.Логозинский и др. // Системные технологии. Региональный межвузовский сборник научных работ. – Днепропетровск, 2015. – С.91-97.
6. *Про* один із підходів стабілізації складу електросталі виробництва ПАТ «Дніпроспецсталь». / Д.М.Тогобицька, В.П.Пиптюк, І.Н.Логозинський та інш. // Теория и практика металлургич. Выпуск 1-2 (102-103) – Днепропетровск, 2015. – С.44-46.
7. *Ланская К.А.* Высокохромистые жаропрочные стали. – М.: Металлургия, 1976. – 216 с.

8. *Структура* и свойства жаропрочных металлических материалов. // Сб. докладов по проблеме жаропрочности под ред. А.Н. Чернова, Институт металлургии им. А.А.Байкова АН СССР, М: Изд-во «Наука», 1973. – 262 с.
9. *Коррозионностойкие*, жаростойкие и высокопрочные стали и сплавы: Справочник. / НП «Спецматериалы». – М: Интермет Инжиниринг, 2000. – 232 с.
10. *Браун М.П.* Микролегирование стали. – Киев: Наук. Думка, 1982. – 303 с.
11. *Лякишев Н.П., Плинер Ю.Л., Лаппо С.И.* Борсодержащие стали и сплавы. – М.: Металлургия, 1986. – 192 с.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук, проф. А.Г.Чернятевичем

Д.М.Тогобицька, В.П.Піптюк, І.М.Логозинський., Б.А.Левін, О.С.Козачок, О.В.Кукса, Ю.М.Ліхачов

Оптимізація хімічного складу сталі 14Х17Н2 на основі концепції спрямованого хімічного зв'язку

На основі фізико-хімічної моделі структуризації розплаву виявлено роль домішкової мікролегуючої підсистеми у формуванні механічних властивостей металопродукції з сталі 14Х17Н2. Виконано оцінку впливу мікролегуючої підсистеми на механічні властивості металопродукції. Фактичну інформацію про інтегральні параметри хімічного складу сталі може бути використано для вибору відповідних параметрів термообробки.

Ключові слова: сталь 14Х17Н2, фізико-хімічна модель, інтегральні параметри хімічного складу, механічні властивості, термічна обробка

D.N.Togobitskaia, V.P.Piptiuk, I.N.Logozinskii, B.A.Levin, A.S.Kozachek, O.V.Kuksa, Y.M.Likhachov

Optimization of chemical composition of steel 14X17H2 based on the concept of a chemical communications

On the basis of the physico-chemical model of melt structuring revealed the role of micro-alloying subsystem in the formation of the mechanical properties of steel from steel 14H17N2. The estimation of the impact of micro-alloying subsystem on the mechanical properties of steel. Factual information on the integral parameters of the chemical composition of the steel may be used in the selection of appropriate heat treatment parameters.

Keywords: steel 14H17N2, physico-chemical model, integral parameters of chemical composition, mechanical properties, heat treatment

УДК 669.15:621.9.001.57

С.В.Бобырь, Е.Е.Нефедьева, Д.В.Лошкарев

МОДЕЛИРОВАНИЕ И ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ОТПУСКА СТАЛИ 17Х5МА ДЛЯ ИНСТРУМЕНТА ГОРЯЧЕЙ ДЕФОРМАЦИИ

Институт черной металлургии им. З. И. Некрасова НАН Украины

Приведена методика решения задача оптимизации процесса отпуска инструмента разных типоразмеров для горячей деформации. Путем расчетов и моделирования найдены длительности операций закалки и отпуска, а также температуры отпуска для головок пуансона пресса 2000 тн.

Ключевые слова: инструмент для горячей деформации, моделирование, закалка, отпуск

Введение и постановка задачи. Как известно, мартенсит в сталях, полученный в процессе закалки, является очень твердой, но в тоже время и хрупкой структурной составляющей [1, 2]. При отпуске стали происходит фазовый переход от метастабильного состояния α-фазы к стабильному, с удалением углерода из мартенсита и образованием карбидной фазы [3]. При этом твердость стали снижается, достигая значений, которые характеризуют необходимое структурное состояние и обеспечивают требуемые технологические свойства стали – ударную вязкость, износостойкость, термостойкость и др. [4].

Теоретическое описание процесса выделения карбидов из стали при отпуске, основанное на уравнениях неравновесной термодинамики, было рассмотрено ранее [5]. В данной работе выполнена постановка задачи оптимизации процесса отпуска стали и ее решение для некоторых деталей инструмента горячей деформации.

Система, для которой ставиться задача оптимизации, должна описываться системой дифференциальных уравнений [6,7]:

$$\frac{\partial Pi}{\partial t} = Fi(Ci, U, Xk), \qquad (1)$$

где Pi – переменные состояния, или фазовые координаты;
Xk – пространственные переменные;
U – параметр управления.

Задача оптимизации состоит в том, чтобы минимизировать функционал (2), который характеризует переход системы из начального в конечное состояние

$$F = \int_0^t f(Ci, U, Xk)dt = \min . \qquad (2)$$

В нашем случае в качестве параметра управления выступает температура отпуска, переменными состояния являются текущая температура изделия (Т) и твердость на поверхности стального изделия (Н), а в качестве функционала могут выступать время и

энергетические затраты процесса. Схематичная зависимость твердости стали от времени и температуры отпуска приведена на рис.1.

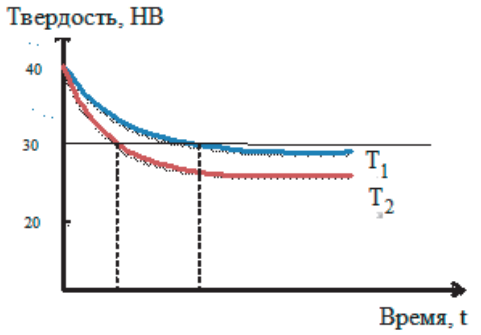


Рис.1. Схема изменения твердости стали в зависимости от времени и температуры отпуска ($T_2>T_1$)

Пусть нам за время отпуска требуется достичь необходимой твердости на поверхности стального изделия ($H_т$), представленной на рис.2 линией. Чем больше температура отпуска (То), тем меньше время (t) отпуска, т.е. меньше значение функционала (2). Однако время отпуска не может снижаться до очень малого значения; оно имеет свои ограничения, связанные как со скоростью процесса нагрева и текущей температурой изделия (она не превысит расчетной величины), так и скоростью диффузионных процессов, протекающих в объеме изделия. Наименьшее расчетное время отпуска обозначим как $t_р$. Тогда оптимизация процесса отпуска будет состоять в том, что отпуск выполняется при температуре то, при которой за время tp твердость снижается до требуемого значения *H*т.

Однако для реализации такой процедуры необходимо знать, как изменяется твердость при различных температурах и скоростях нагрева (массе изделия). Поэтому для оптимизации процесса термической обработки инструмента горячей деформации разработана следующая методика:

- расчет минимальной длительности операций закалки и отпуска для инструмента горячей деформации разных типоразмеров (на примере головок пресспуансона пресса 2000 тн).
- экспериментальное построение графика изменения твердости образцов из стали 17Х5МА, в зависимости от времени отпуска при постоянной температуре
- построение модели процесса изменения твердости при отпуске образца, отвечающей экспериментальным данным.
- определение с помощью моделирования оптимальных температур отпуска для инструмента горячей деформации разных типоразмеров.

Результаты исследований.

Расчет длительности операций закалки и отпуска для инструмента горячей деформации (на примере головок пресспуансона пресса 2000 тн).

Продолжительность нагрева при закалке и отпуске была рассчитана по формуле [8]:

$$\tau_н = \frac{G}{F}\frac{c}{\alpha} 2{,}3 \lg \frac{t_{вс} - t_{мн}}{t_{вс} - t_{мк}} \qquad (3)$$

где G – вес изделия в кг; F – поверхность изделия в м^2; $t_{вс}$ – температура внешней среды в °С; $t_{мн}$ и $t_{мк}$ – температура металла начальная и конечная в ^{0}С; с – средняя теплоемкость металла в ккал / (кг · град); α - коэффициент теплоотдачи в ккал/(м^2 · час · град), определяемый по графику на рис.2.

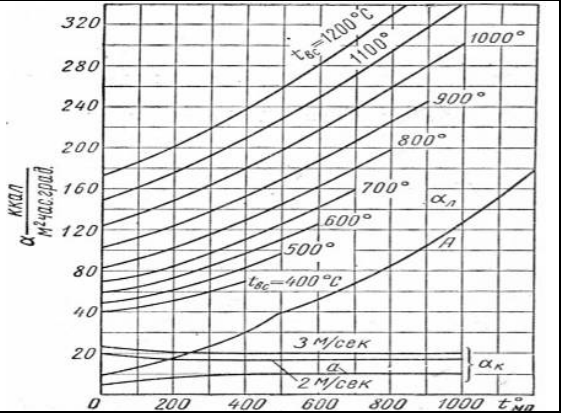


Рис.2. Коэффициенты теплоотдачи излучением $\alpha_л$ в зависимости от температуры внешней среды (печи, $t_{вс}$); $t_{мп}$ – температура поверхности металла.

Средняя теплоемкость (с) стали 17Х5МА при закалке была принята 0,15, а при отпуске 0,12 ккал / (кг · град), коэффициент теплоотдачи (α) – 160 и 90 ккал/(м^2 · час · град).

Для расчета продолжительности нагрева изделий в печах с газовой средой также была использована формула Б.В. Старка:

$$\tau = \frac{Gc}{FC} \cdot \frac{100}{\left(\frac{T_{вс}}{100}\right)^3} \left[\psi\left(\frac{T_{мк}}{T_{вс}}\right) - \psi\left(\frac{T_{мн}}{T_{вс}}\right) \right] \qquad (4)$$

где С – коэффициент лучеиспускания, ≈ 4,0 ккал / (м^2 · час · град^4); $T_{мн}$ и $T_{мк}$ – температура металла начальная и конечная в °К; ψ - функция $T / T_{вс}$, определяемая по графику на рис.3.

Площадь поверхности головок рассчитывали по формуле:

$$F = 2 \pi R_0 (R_0 + H_0) + 2 \pi R_1 H_1, \qquad (5)$$

где R_0 – наружный радиус головки, H_0 – высота головки (180 мм),
R_1 – радиус выреза головки, H_0 – глубина выреза головки (140 мм).

Расчетная продолжительность закалки и отпуска головок пресспуансона внесена в табл.1. Как видно из табл.1, расчеты по формуле 3 дают минимальную расчетную продолжительность процессов закалки и отпуска.

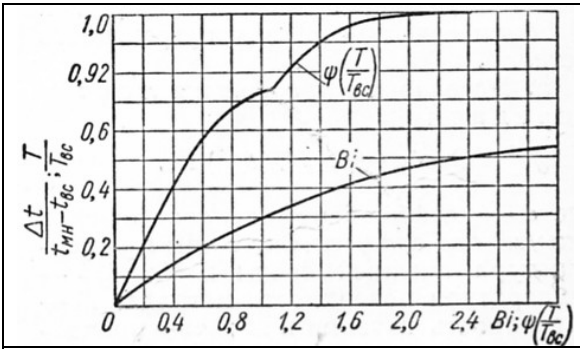


Рис.3. Зависимость ϕ (T / $T_{вс}$) от T / $T_{вс}$.

Продолжительность отпуска, рассчитанная по формуле (4) и по эмпирической формуле**, является гораздо более длительной и широко применяется в практике термической обработки.

Таблица 1. Расчетная продолжительность закалки и отпуска для головок пресспуансона разного диаметра

Диаметр головок, мм	160, 180	200	220	240	270
Продолжительность нагрева при закалке (формула 3), мин	33	36	40	44	51
Продолжительность закалки (формула 4), мин	56	61	70	78	92
Продолжительность нагрева при отпуске (формула 3), мин	42	46	51	56	63
Продолжительность отпуска (формула 4), мин	145	158	177	193	222
Длительность закалки*, мин	45	65	80	95	115
Длительность отпуска**, мин	90	130	160	190	230

* - расчет по эмпирической формуле 1мин на 1 мм сечения [1];

**, - расчет по эмпирической формуле 2 мин на 1 мм сечения.

С целью оптимизации процесса термической обработки, рекомендованную продолжительность закалки и отпуска рассчитывали по формуле (табл.2):

$$t_{рз} = t_р + \Delta t, \qquad (6)$$

где $t_р$ - продолжительность нагрева по формуле 3;

Δt - продолжительность выдержки при закалке и отпуске (7…9мин)

Для того, чтобы реализовать отпуск с такой небольшой продолжительностью, необходимо точно выбрать его температуру, а для этого нужно иметь экспериментальные данные.

Таблица 2. Расчетная продолжительность закалки и отпуска

Диаметр головок, мм	160, 180	200	220	240	270
Продолжительность закалки, мин	40	45	50	55	60
Продолжительность отпуска, мин	50	55	60	65	70

Экспериментальное исследование изменения твердости стали 17Х5МА при отпуске.

Для обеспечения на поверхности инструмента необходимой твердости 280-320 НВ (30,0 – 32,0HRC) он подвергается термической обработке – закалке при 900 °С с высоким отпуском (575 – 600^{0}С). Экспериментально была установлена зависимость твердости опытных образцов из стали 17Х5МА от времени отпуска при температурах 575 и 600^{0}С (рис.4). Как следует из данных, приведенных на рис.4, при температуре отпуска 600°С время выдержки 50-55 мин позволяет обеспечить требуемую твердость. При увеличении времени выдержки до 60-70 мин. температуру отпуска следует понизить до 575^{0}С для обеспечения необходимой твердости инструмента 31-32 HRC.

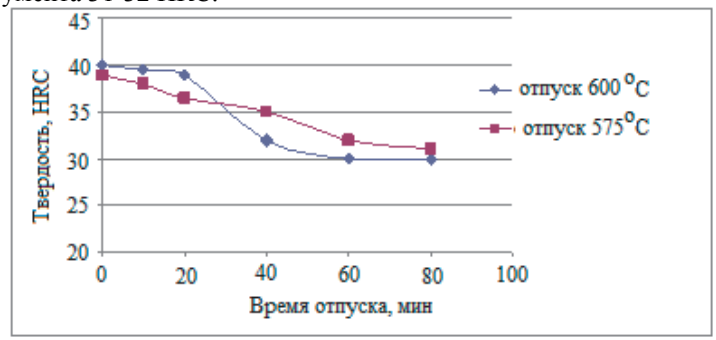
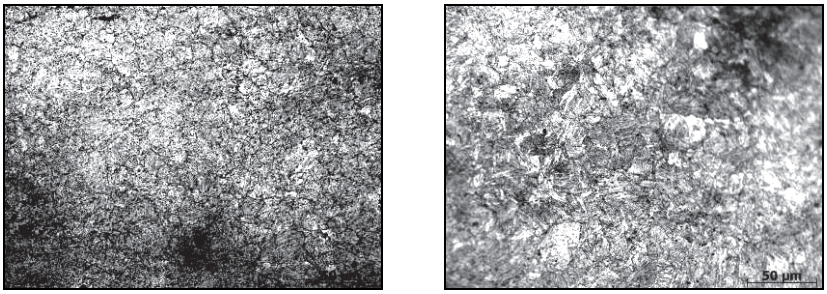


Рис.4. Зависимость твердости опытных образцов из стали 17Х5МА от времени отпуска при температуре 575 и 600°С

Структура стали 17Х5МА после закалки и отпуска при температуре 600^{0}С приведена на рис.5.



а б

Рис.5. Структура стали 17Х5МА после закалки и последующего отпуска при температуре 600^{0}С в течение 40 мин (а) и 80 мин (б), х500.

Микроструктура представляет собой мартенсит отпуска разной степени дисперсности и твердости соответственно.

Моделирование процесса изменения твердости при отпуске и оптимизация температуры отпуска стали.

Для моделирования процесса изменения температуры и твердости при отпуске уравнение (1) представим в более удобном виде:

$$\frac{\partial Pl}{\partial t} = -PlKl(Ci, T, Xk), \tag{7}$$

где $P_1 = T$ – текущая температура изделия;
$P_2 = (H - H_0)$, H – текущая твердость изделия; H_0 - минимально возможная твердость стали после отпуска (~100 *HB*). Здесь учтено, что твердость изделия не может снижаться менее H_0.

С учетом формулы (3) коэффициент K_1 в формуле (7) для температуры изделия имеет вид:

$$K_1 = \frac{G}{F}\frac{c}{\alpha} \tag{8}$$

Коэффициент K_2 для твердости изделия имеет более сложный вид, который попытаемся найти. В общем случае значение этого коэффициента определяется диффузионными процессами, прежде всего, диффузией углерода, и значит, пропорционально коэффициенту диффузии углерода *D*c. Во-вторых, значение этого коэффициента определяется тепловыми процессами в образце, т.е. является функцией разности температур печи и изделия $\Delta T = Tп - T$.

Таким образом, в простейшем случае выражение для коэффициента K_2 может быть записано в виде:

$$K_2 = KпF(\Delta T)Dc, \tag{9}$$

где Кп – коэффициент пропорциональности;
$F(\Delta T)$ – функция разности температур изделия; примем, что

$$F(\Delta T) = F_0 + A_0\Delta T, \tag{10}$$

F_0, A_0 - коэффициенты;

$$Dc = D_0 \exp(-Q/(2RTa)), \tag{11}$$

D_0 - коэффициент диффузии, Q – энергия активация диффузии углерода, R – газовая постоянная, Та – абсолютная температура изделия.

График изменения значения коэффициента K_2 во времени приведен на рис.6, а рассчитанные по разработанной модели графики изменения температуры и твердости образца стали 17Х5МА при отпуске представлены на рис.7.

Разработанная модель была применена для оптимизации операции отпуска инструмента горячей деформации - головок пресспуансона пресса 2000 тн разных типоразмеров. На основании результатов моделирования рекомендованы температуры отпуска инструмента горячей деформации - головок пресспуансона пресса 2000 тн разных размеров (табл.3).

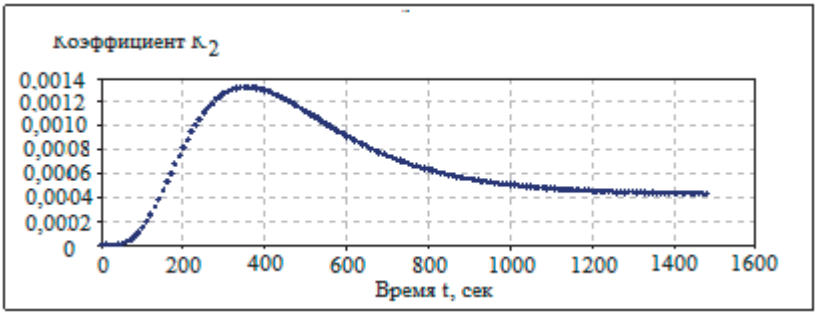


Рис.6. Изменение значения коэффициента K_2 во времени

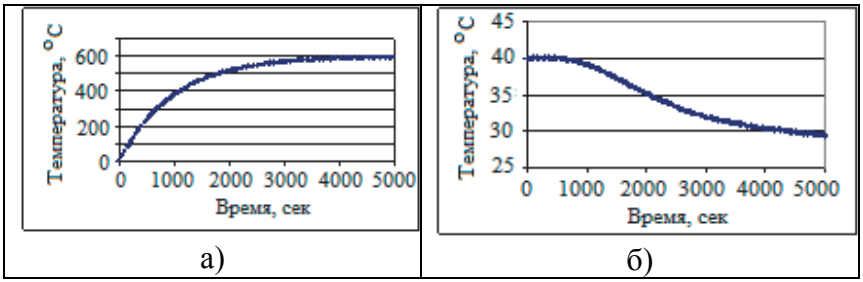


Рис.7. Модельная зависимость температуры (а) и твердости (б) опытного образца стали 17Х5МА от времени отпуска при температуре 600°С

Таблица 3. Рекомендованные температуры отпуска для головок пресспуансона

Параметры головок пресспуансона			Температура отпуска, °С
Диаметр, мм	Вес, кг	Коэффициент K_1, c^{-1}	
160	22,7	0.00120	620
180	25,9	0.00123	620
200	33,4	0.00110	600
220	42,5	0.00098	590
240	52,4	0.00090	580
270	71,2	0.00078	575

Выводы.

1. Сформулирована задача оптимизации процесса отпуска инструмента горячей деформации разных типоразмеров, разработана и реализована методика ее решения.

2. Выполнен расчет длительности операций закалки и отпуска для инструмента горячей деформации разных типоразмеров (на примере головок пресспуансона пресса 2000 тн).

3. Разработана новая модель процесса изменения температуры и твердости при отпуске стали.

4. Найдены экспериментальные зависимости твердости образцов стали 17Х5МА от температуры и времени отпуска.

5. Выполнена оптимизация температуры отпуска для инструмента горячей деформации разных типоразмеров.

1. *Бокштейн С.З.* Структура и механические свойства легированной стали. – М.: Металлургиздат, 1954.
2. *Курдюмов Г.В., Утевский Л.М., Энтин Р.И.* Превращения в железе и стали. – М.: Наука, 1977.
3. *Лысак А.И., Николин Б.И.* Физические основы термической обработки стали. – К.: Техніка, 1975. – 304 с.
4. *Новиков И.И.* Теория термической обработки металлов. Уч. для ВУЗов. – М.: Металлургия, 1986. – 480 с.
5. *Бобырь С.В.* Неравновесный термодинамический анализ процесса образования карбидов в хромистой стали при отпуске // Металлофизика и новейшие технологии. – 2014. – №10. – С. 1385-1397.
6. *Овчинников П.Ф., Лисицин Б.М., Михайленко В.М.* Высшая математика. Учеб. пособие. – К.: Вища школа, 1983. – 679 с.
7. *Деревянко В.Н., Ершова Н.М., Шаповалова О.В.* Методы оптимального управления в материаловедении // Строительство, материаловедение и машиностроение: Сб. науч. труд. – Дн-ск: ПГАСА, 2007. Вып.11, ч.2 – С.93–99.
8. *Шмыков А.А.* Справочник термиста. – М.: Машгиз, 1956. – 332 с.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук, проф. Г.В.Левченко

С.В.Бобирь, О.Є.Нефедьєва, Д.В.Лошкарьов

Моделювання та оптимізація процесу відпуску стали 17Х5МА для інструменту гарячої деформації

Сформульовано та реалізовано методику вирішення завдання оптимізації процесу відпуску інструменту гарячої деформації різних типорозмірів. Шляхом розрахунків та моделювання визначено тривалысть операцій гартування і відпуску та температури відпуску для головок преспуансона преса 2000 тн.

Ключові слова: інструмент гарячої деформації, моделювання, відпуск, мартенсит

S.V.Bobyr, E.E.Nefedeva, D.V.Loshkarev

The modeling and optimization of tempering 17H5MA tool hot deformation

Formulated and implemented a technique for solving the optimization problem of holiday hot deformation tools of different sizes. By calculation and simulation found durations quenching and tempering and annealing temperature for the heads presspuansona 2000 tons.

Keywords: hot deformation tools, modeling, vacation, martensite

УДК 621.771.25.004.12

И.Н.Чуйко

СОВРЕМЕННЫЕ ТРЕБОВАНИЯ К КАЧЕСТВУ КАТАНКИ ШИРОКОГО МАРОЧНОГО СОРТАМЕНТА

Институт черной металлургии им. З.И.Некрасова НАН Украины

Проведен анализ требований конечных потребителей к качеству катанки ответственного назначения (стали для глубокого прямого волочения, для изготовления сварочной проволоки и электродов, для холодной объемной штамповки, канатно-пружинные, для изготовления металлокорда и рукавов высокого давления, низко- и высокоуглеродистые общего назначения и т. д.). В работе также представлены базовые технологические режимы двустадийного охлаждения катанки различного назначения на линиях Стелмор.

Ключевые слова: катанка ответственного назначения, показатели качества, режимы охлаждения

За последние 10…15 лет в металлургическом производстве произошли значительные изменения в оборудовании и технологических подходах к изготовлению катанки широкого марочного состава и назначения [1-4]. Анализ требований к качеству катанки ответственного назначения показывает, что требования конечных потребителей к ее качественным показателям очень высокие и их обеспечение обусловливает, в конечном итоге, весьма тщательную разработку новых технологий, основательную модернизацию или разработку нового оборудования для обеспечения требуемого комплекса свойств. Также необходимо применение современных нагревательных печей, жестких прокатных клетей и рациональных охлаждающих устройств, обеспечивающих при скоростях прокатки 100 м/с и более: попадание геометрических размеров катанки в сверхузкий диапазон допусков по диаметру ($\pm$ 0,15 мм) и овальность ($\leq$ 0,15 мм); необходимый комплекс механических свойств для глубокого прямого (без применения предварительного или промежуточного отжигов) волочения; механическое удаление окалины перед волочением катанки. Такое высокое качество катанки, ее высокую деформируемость при волочении и холодной объемной штамповке обеспечивают химический состав стали и термомеханическая обработка проката в потоке проволочного стана. Анализ литературных данных [4…5] дает представление о технологических режимах двустадийного охлаждения катанки качественного сортамента на линиях Стелмор (табл.1).

Требования к химическому составу, в целом, заключаются в жестком нормировании содержания легирующих элементов (C, Mn, Si, Cr, Ni, Mo, V, B и др.), а также вредных примесей и газов (P, S, N, Cu, As, Zn, Pb, Sn, O, H и др.).

Таблица 1. Рекомендуемые технологические режимы двустадийного охлаждения катанки широкого марочного состава и назначения на линиях Стелмор

Группа марок стали	Температура металла, ^{0}C			Режим воздушного охлаждения на роликовом транспортере (L = 100…120 м)
	перед проволоч-ным блоком	после проволоч-ного блока	на виткоукладчике	
1	2	3	4	5
Высокоуглеродистая общего назначения	1000…1040	≤ 1080	860…890	Расстояние между витками, равное 10 диаметрам катанки; $V_{тр}$ = 1,3…2,3 м/с; быстрое охлаждение вентиляторами $V_{охл}$ до 30 °С/с
Высокоуглеродистая для металлокорда	< 1000	< 1080	880…900	Расстояние между витками, равное 10 диаметрам катанки; $V_{тр}$ = 1,3…2,3 м/с; быстрое охлаждение вентиляторами $V_{охл}$ до 30 °С/с
Кремнийсодержащая пружинная	< 1020	< 1080	810…830	τ = 750…800 с; $V_{тр}$ = 0,07…0,20 м/с; $V_{охл}$ = 0,3…0,5 °С/с
Легированная пружинная	< 1020	< 1080	< 800	τ = 450…600 с; $V_{тр}$ = 0,18…0,26 м/с; $V_{охл}$ = 0,5…0,8 °С/с
Низкоуглеродистая для глубокого волочения	1000…1020	1050…1080	900…920	τ = 450…600 с; $V_{тр}$ = 0,18…0,26 м/с; $V_{охл}$ = 0,5…0,8 °С/с
Среднеуглеродистая для волочения	< 1000	1050…1080	860…880	τ = 450…600 с; $V_{тр}$ = 0,18…0,26 м/с
Низколегированная для холодной высадки	< 1000	< 1080	800…820 или 900…920	τ = 750…800 с; $V_{тр}$ = 0,07…0,20 м/с; $V_{охл}$ = 0,3…0,5 °С/с
Борсодержащая для холодной высадки	< 1000	< 1080	780…800 или 880…900	τ = 750…800 с; $V_{тр}$ = 0,07…0,20 м/с; $V_{охл}$ = 0,3…0,5 °С/с
Среднелегированная для холодной высадки	< 1020	< 1080	810…830	τ = 750…800 с; $V_{тр}$ = 0,07…0,20 м/с; $V_{охл}$ = 0,3…0,5 °С/с
Сварочного назначения (типа SG-1, SG-2, SG-3)	< 1020 (900)	< 1080	800…820	τ = 900…1200 с; $V_{тр}$ = 0,06…0,20 м/с; $V_{охл}$ до 0,2 °С/с

Примечания:
τ – время нахождения катанки под теплоизолирующими крышками, с.
$V_{тр}$ – скорость движения роликового транспортера линии Стелмор, м/с.
$V_{охл}$ – средняя скорость охлаждения металла на участке воздушного охлаждения, °С/с.
Фирмы-поставщики металлургического оборудования предлагают температуру виткообразования держать на уровне 850 °С при химическом удалении окалины и 900 °С при механическом удалении поверхностной окалины.

В настоящее время стандартами предельно жестко ограничивается содержание в высокоуглеродистой катанке примесей цветных металлов и азота. Так, сумма Cr + Ni + Cu должна быть не более 0,25 % и даже

0,10 %, а N ≤ 0,005 %. Высокие требования предъявляются также к разбросу химических элементов в пределах плавки и механических свойств катанки в пределах плавки, бунта и витка. Так, Δ C ≤ 0,02 %; Δ Mn ≤ 0,05…0,10% и т. д.; $\Delta \sigma_в = \pm 30$ Н/мм^2 – для бунта и плавки и ± 15 Н/мм^2 – для витка с применением правила «трех сигм» (± 3σ, где σ – стандартное отклонение выборки, что дает гарантированную вероятность их обеспечения на уровне 99 %).

Микроструктура катанки совместно с другими показателями ее качества определяет, в конечном итоге, способность такой катанки к волочению, а также комплекс потребительских свойств готовой проволоки и проволочных изделий. Соотношение структурных составляющих и однородность их распределения по сечению предопределяют величину предельной деформируемости катанки. Наряду с соотношением структурных составляющих на деформируемость катанки-проволоки оказывает влияние размер действительного зерна (для катанки этот размер оптимален в диапазоне № 7…9 по ГОСТ 5639) и уровень ликвации в металле.

Требование к отсутствию закалочных структур в высокоуглеродистой катанке (мартенсита и бейнита) и структурно-свободного цементита, в целом, может быть обеспечено при исключении макро- и микроликвации в исходной заготовке. Видимо, понимая всю сложность выполнения этого условия (даже с применением центральной затравки, мягкого обжатия, электромагнитного перемешивания металла в разных местах по длине машины непрерывного литья заготовок) компания Bekaert в своей спецификации на катанку для металлокорда допускает наличие центрального мартенсита протяженностью до 20 мкм. В отличие от Bekaert компания Pirelli не допускает наличия мартенсита по границам зерен.

Необходимо также отметить, что обеспечение снижения действия структурно-деформационных упрочняющих эффектов в легированной катанке является серьезной проблемой. Пластификация металла в этом случае достигается, в основном, за счет: уменьшения общей степени легирования твердого раствора; снижения микродеформации кристаллической решетки феррита и плотности дислокаций; снижения в максимальной степени микроликвационных явлений в непрерывнолитых заготовках и прокате; уменьшения количества структурных концентраторов напряжений (бейнитно-мартенситных участков).

Уровень загрязненности металла неметаллическими включениями (НВ) за исключением высокоуглеродистой катанки ответственного назначения (проволоки для металлокорда и армирования рукавов высокого давления) нормируется в пределах, обеспечение которых возможно с небольшими дополнительными затратами.

Требования к НВ в высокоуглеродистой катанки ответственного назначения, в основном, нормируются или эталонными шкалами, или шкалами и размерами НВ различного состава (деформирующиеся, недеформирующиеся, силикаты, сульфиды, алюминаты, оксиды и т. п.). Известно

также нормирование НВ, предусматривающее предварительное построение диаграмм распределения окислов (метод Pirelli). Этим методом предусмотрено жесткое нормирование оксидов типа Al_2O_3, плотности и размеров НВ в различных зонах диаграммы состояния MgO CaO MnO – SiO_2 – Al_2O_3. В ряде случаев используется система штрафных баллов и вычисление обобщающего индекса (методика Michelin).

Весьма жесткие требования предъявляют потребители и к качеству поверхности катанки (допускаются дефекты глубиной до 0,10 мм для диаметра 5,5 мм) и глубине обезуглероживания (не более 1 % от диаметра на сторону или ~ 0,06 мм). Дополнительное требование некоторых потребителей – равномерность распределения обезуглероженного слоя по периметру катанки.

Немаловажным аспектом также является обеспечение получения катанки с низким количеством окалины на поверхности, которая должна легко удаляться механическим способом (в некоторых случаях – не более 4 кг/т). При этом на поверхности катанки должно быть минимальное количество остаточной окалины, что необходимо для стабильности процесса волочения и, в случае необходимости, качественного покрытия проволоки.

Также следует отметить, что при производстве катанки необходимо одновременное обеспечение нескольких показателей качества. Зачастую улучшение одних из них может привести к ухудшению других. В этом случае необходим поиск приоритета, степени значимости какого-либо показателя по отношению к другим. Так, например, повышение дисперсности перлита высокоуглеродистой катанки приоритетнее увеличения вторичной окалины или глубины обезуглероживания, однако, при наличии грубых поверхностных дефектов высокая дисперсность перлита будет бесполезна, так как возрастет обрывность катанки и проволоки именно по дефектам поверхности.

Выводы

Проведен анализ современных требований к качеству катанки широкого марочного состава и назначения (стали для глубокого прямого волочения, для изготовления сварочной проволоки и электродов, для холодной объемной штамповки, канатно-пружинные, для изготовления металлокорда и рукавов высокого давления, низко- и высокоуглеродистые общего назначения и т. д.).

Представлены базовые технологические режимы двустадийного охлаждения катанки качественного сортамента на линиях Стелмор.

1. *Иводитов А.Н., Горбанев А.А.* Разработка и освоение технологии производства высококачественной катанки. – М. : Металлургия, 1989. – 256 с.
2. *Бочков Н.Г.* Производство качественного металла на современных сортовых станах. – М. : Металлургия, 1988. – 312 с.

3. *Тищенко В.А*. Современное состояние и тенденция развития производства катанки. // Сталь. – 2002. – № 10. – С. 46-50.
4. *Парусов В. В., Сычков А. Б., Парусов Э.В*. Теоретические и технологические основы производства высокоэффективных видов катанки : [моногр.]. – Днепропетровск: АРТ-ПРЕСС, 2012. – 376 с.
5. *Научные* и технологические аспекты производства высококачественной катанки / В.В.Парусов, А.Б.Сычков, О.В. Парусов и др. // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2010. – № 2. – С. 139-145.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук, проф. В.В.Парусовым

І.М.Чуйко

Сучасні вимоги до якості катанки широкого марочного сортаменту

Проведено аналіз вимог кінцевих споживачів до якості катанки відповідального призначення (сталі для глибокого прямого волочіння, для виготовлення зварювального дроту та електродів, для холодного об'ємного штампування, канатно-пружинні, для виготовлення металокорду та рукавів високого тиску, низько- і високовуглецеві загального призначення тощо). У роботі також представлені базові технологічні режими двостадійного охолодження катанки різноманітного призначення на лініях Стелмор.

Ключові слова: катанка відповідального призначення, показники якості, режими охолодження

I.N.Chuyko

Modern requirements for quality of wire rod wide Grades

The analysis of requirements put by the end consumers to the quality of wire rods for specific applications (steels for deep direct drawing, welding rod, cold steels die forging, wire-ropes and springs, wire cords and high-pressure hose fittings, low and high-carbon steels of general purpose steel etc.). The work also represents the basic technological modes for the two-stage cooling process for various purpose wire rods on Stelmor production lines.

Keywords: wire rods of quality grades, quality indices, cooling modes

УДК: 621.771.294.04.001.76

Г.І.Перчун, А.О.Самофалова, Г.А.Кононенко

МЕТОДИ ВИЗНАЧЕННЯ БАЛІСТИЧНОЇ СТІЙКОСТІ ПЛАСТИН БРОНІ

Інститут чорної металургії ім. З.І. Некрасова НАН України
Національна металургійна академія України

Виконано аналітичні дослідження різних методів визначення балістичної стійкості пластин індивідуальної броні. Показано проблему обмеженості даних в результаті оцінки балістичної стійкості на рівні «задовільно - незадовільно». Розглянуто основні етапи д час проникненні ударника в металеву пластину і поставлено завдання для подальших досліджень.

Ключові слова: індивідуальна броня, балістична стійкість, методи визначення стійкості

Стан питання. Броня - засіб захисту людей, військової техніки, озброєння і оборонних споруд від впливу снарядів, куль і вражаючих факторів ядерного вибуху. Жодна броня не може повністю захистити тіло від ураження різними типами боєприпасів. Проте використання бронезахисту суттєво зменшує вірогідність та серйозність ураження.

Індивідуальна броня призначається для захисту тіла людини від дії холодної і вогнепальної зброї, а також від осколків снарядів, мін і гранат. Проте, навіть якщо засіб індивідуального захисту не пробито, проникаючий елемент може завдати травму або спричинити біомеханічне ураження. Сучасна індивідуальна броня повинна запобігати як пробою та нанесенню серйозної травми, так і біомеханічного ураження. Ударник повинен бути відбитий, або зупинений, а його енергія поглинута. Мається граничне значення енергії, котре може бути витримане людським тілом. Параметри людського тіла (вага, сила мускулатури, загальне здоров’я та вразливість різноманітних частин тіла) варіюються досить сильно та важко піддаються стандартизації. Проблему травмування тулуба при зупиненні проникаючого елемента бронежилетом почали вивчати лише останнім часом.

Завдання дослідження. Одним з компонентів броні, що йде на військові цілі є високоміцна сталь. Стійкість броні досягається шляхом легування, тобто введенням до складу сталей спеціальних присадок (кремнію, марганцю, хрому, нікелю, молібдену і ін.) і відповідної термічної обробки. Найважливішими параметрами броньованої сталі є міцність, в'язкість та пластичні властивості сталі, що знаходяться в постійному протиріччі, а саме - підвищення твердості і границі міцності сталі призводить до зниження її в'язкості та пластичності і навпаки. Завданням дослідження є аналіз методів оцінювання балістичної стійкості броні та розробка методики лабораторних досліджень для адекватної оцінки балістичної стійкості броньової сталі в лабораторних умовах.

Результати досліджень. Характеристики броні можуть бути визначені двома методами випробувань, визначаючі балістичну стійкість або балістичну границю. Балістична стійкість оцінює характеристики матеріалу в порівнянні із заздалегідь визначеними вимогами. Балістична границя V_{50} визначає граничні характеристики матеріалу [1, 2]. Вибір типу випробування визначається метою випробовування. В обох випадках методика випробувань повинна гарантувати надійність і відтворюваність результатів випробувань.

Випробовування, що визначають балістичну стійкість броні, проводяться для оцінки характеристик матеріалу за критерієм успіх/неуспіх пробою при заданих умовах. Цей тип випробування не визначає ні границі, при котрих перестають задовольнятися деякі вимоги, ні границю початку пробиття. Критерій оцінки результатів випробовування складається в виявленні, пробита ціль кулею або її осколками чи ні .

Метод на балістичну стійкість достатній, якщо вимагаються тільки висновки об успіху чи неуспіху системи. Але при цьому отримана інформація не дозволяє порівняти характеристики різноманітних систем або описати зміну властивостей в залежності від технологічних параметрів виробництва. Для отримання кількісних даних визначають балістичну границю V_{50}. Вимірювання V_{50} проводиться одним з чотирьох методів випробування (метод пробиття, метод Ленгли, метод OSTR, метод Брюстона), що визначають імовірність пробиття противобалістичних матеріалів [3-5]. Всі ці методи основані на визначенні деякої некількісної характеристики пристрою в залежності від змінного впливу. Відмінності методів є процедурними, і, хоча результати аналогічні, їх надійність залежить від складності застосовуваної методики. Ці методи використовують для визначення імовірності пробиття броні в залежності від швидкості снаряду (рис.1).

Після проведення випробувань величина V_{50} становиться кількісною характеристикою бронезахисних властивостей, оцінює і відображає фізичну структуру зразка. Ступінь надійності величини V_{50} тим вище, чим вуже допустимий діапазон швидкостей кулі при обчисленні вірогідності пробиття. В залежності від потрібних рівнів надійності максимально допустимий розкид швидкості ударника приймають рівним 18, 27, 38 або 46 м/с. Допустимий діапазон розкиду швидкостей при визначенні V_{50} характеризує точність вимірювання.

Вимірювання V_{50} проводять, якщо треба порівняти властивості двох або декількох різних бронематеріалів, досліджується вплив навколишніх умов на властивості матеріла. Оскільки при вимірі V_{50} припускається, що випробувальний зразок однорідний, ці характеристики мають обмежену значимість при оцінки бронекомплектів, маючих шви, зварні з'єднання, вузли збірки і т.п. В цих випадках зазвичай проводять випробовування на балістичну стійкість.



Рис.1. Залежність імовірності пробиття броні від швидкості снаряду [3]

Механіка процесу пробиття металевої перешкоди істотно залежить від співвідношення її товщини b та діаметру кулі або серцевини d. При співвідношенні b/d< 1, характерним для бронеелементів, перешкода вважається тонким ЗІЗ (засобом індивідуального захисту), а сам процес пробиття – багатофакторним, важко піддається теоретичному аналізу.

Взаємодія серцевини (кулі) з перешкодою починається з ударно-хвильової стадії, котра характеризується наявністю ударних хвиль та хвиль розрядження як в перешкоді, так і у серцевині. Оскільки серцевина кулі має, як правило, головну частину в формі усіченого конуса, то тривалість початкової стадії мала та виникаючі ударні хвилі швидко затухають. Наступна стадія – стадія проникання серцевини в перешкоду. В залежності від співвідношення характеристики міцності матеріалу серцевини кулі та перешкоди і швидкості взаємодії, розрізняють проникнення деформуючих або недеформуючих тіл. Проникнення сталевих незміцнених серцевин супроводжується інтенсивним динамічним деформуванням як серцевини, так і перешкоди. При проникненні термозміцненних серцевин, вони аж до руйнування відчувають малі деформації, що дає підстави вважати їх такими, що не деформуються.

Типи пробивання перешкод серцевинами кулі, що не деформуються приведено на рис.2. Розрізняють три типи пробивання перешкоди проникаючим елементом, що не деформується: вибиття пробки з перешкоди (рис.2, *1*); пластичне розширення отвору з переважно радіальною течією матеріалу перешкоди (рис.2, *2*); пластичне деформування перешкоди з утворенням тильної вирячені та наступним її руйнуванням по типу зрізання пробки (для серцевин з плоским торцем), або утворення пелюсткової пробоїни, або пластичне відгинання закраїн (для загострених серцевин) (рис.2, *3*). На практиці ці типи пробиття перешкод можуть деформуватися з утворенням тильної вирячені. Вибиття

пробки, як правило, передує проникненню серцевини кулі в перешкоду на відповідну глибину.

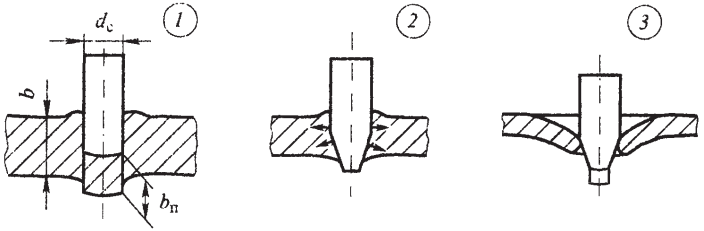


Рис.2. Механіка пробиття тонких перешкод: пробиття перешкоди проникаючим елементом, що не деформується: *1* – вибиття пробки; *2* – пластичне розширення отвору в перешкоді; *3* – пластичне деформування перешкоди з утворенням вирячені [5]

Розглянемо складаючи процесу пробивання металевої пробки, кінцевою стадією котрої є вибиття пробки. Нехай серцевина має плоский торець. Початкова стадія взаємодії серцевини з перешкодою супроводжується його проникненням в перешкоду по типу вдавлення пуансона в пластичний напівпростір (рис. 3).

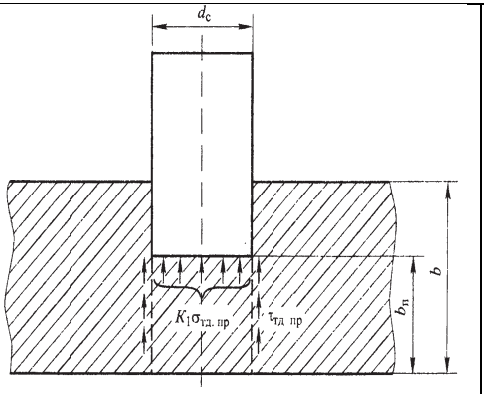


Рис.3. Схема розділення процесу пробиття перешкоди на стадію проникнення ударника в перешкоду та стадію зрізання пробки: K_1 – коефіцієнт, враховуючий збільшення границі плинності матеріалу перешкоди при її деформації в умовах обмеженого простору; $\sigma_{тд.\ пр}$ – границя плинності; d_c – діаметр ударника; b – товщина перешкоди; $b_п$ – висота пробки; $\tau_{тд.\ пр}$ - умови плоскої деформації [5]

При пробиванні перешкоди проникаючим елементом, що не деформується, в залежності від співвідношення товщини перешкоди b та діаметру ударника d_c реалізуються наступні механізми:

1) При $b > 1{,}17\ d_c$ зрізанню пробки передує проникнення ударника в перешкоду на глибину $b - 1{,}17\ d_c$;

2) При $0{,}58\ d_c \le b \le 1{,}17\ d_c$ пробиття перешкоди виконується за механізмом зрізання пробки;

3) При $b<0,58d_c$пробиття перешкоди передує утворенню тильної вирячені з утворенням пелюсток.

Пробиття перешкод деформуючим ударниками відбувається, як правило, за механізмом вибиття пробки проникаючим елементом, що не деформується та може супроводжуватись деформуванням перешкоди з утворенням вирячені.

Одним з компонентів броні, що йде на військові цілі є високоміцна сталь. Стійкість броні досягається шляхом легування, тобто введенням до складу сталей спеціальних присадок (кремнію, марганцю, хрому, нікелю, молібдену та ін.) і відповідної термічної обробки. Найважливішими параметрами броньованої сталі є міцність, в'язкість, пластичні властивості сталі та опіру крихкому руйнуванню, що знаходяться в постійному протиріччі, а саме - підвищення твердості і границі міцності сталі призводить до зниження її в'язкості та пластичності і навпаки.

Вдосконалення сталі для бронежилетів має бути спрямоване на зменшення їх ваги та підвищення їх надійності за рахунок підвищення комплексу механічних властивостей сталей.

На першому етапі розробки заплановані дослідження металу бронепластин різного хімічного складу після пострілів. При виконанні досліджень в лабораторних умовах необхідно розробити методику, яка б давала можливість оцінити опір сталі руйнуванню при проникненні діючого елемента з урахуванням механізму процесу пробиття перешкоди. Запропоновано методику, яка поєднує випробування на твердість та ударну в’язкість, таким чином умови випробувань будуть наближені до реальних та буде проводитись оцінка ключових властивостей, що мають забезпечувати кульостійкість броні.

Окрема вдячність за співробітництво, надання зразків для дослідження та участь в обговоренні плану досліджень Борисенко А.Ю.

1. Частные вопросы конечной баллистики / Под ред. В.А. Григоряна. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006.
2. ЗукасДж.А., Николас Т., Свифт Х.Ф. и др. Динамика удара. Пер с англ. – М.: Мир, 1985.
3. В.М. Фомин, А.И. Гулидов, Г.А. Сапожников и др. Высокоскоростное взаимодействие тел. – Изд-во СО РАН, 1999.
4. «Легкие баллистические материалы» / Под ред. А. Бхатнагара. – М.: Техносфера, 2011. – 392с.
5. «Материалы и защитные структуры для локального и индивидуального бронирования» / В.А. Григорян, И.Ф. Кобылкин, В.М Маринин, Е.Н. Чистяков. Под ред. В.А. Григоряна. – М.: Изд. Радио Софт, 2008. – 406с.

Статтю рекомендовано до публікації
докт.тех.наук О.І.Бабаченко

Г.И.Перчун, А.А.Самофалова, А.А.Кононенко

Методы определения баллистической стойкости пластин брони

Выполнены аналитические исследования различных методов определения баллистической стойкости пластин брони. Показана проблема ограниченности данных в результате оценки баллистической стойкости на уровне «удовлетворительно – не удовлетворительно». Рассмотрены основные этапы при проникновении ударника в металлическую пластину и поставлены задачи для последующих исследований.

Ключевые слова: индивидуальная броня, баллистическая стойкость, методы определения устойчивости

G.I.Perciun, A.A.Samofalova, G.A.Kononenko

Methods for determination of ballistic performance armor plates

Carried out analyzes various methods for determining the ballistic performance armor plates. It is shown that the problem of limited data from the evaluation at the level of ballistic performance «satisfactory - not satisfactory». The main stages of the penetration of striker into a metal plate, and set targets for future research.

Keywords: weapons, ballistic resistance, methods for determining stability

УДК 621.777.01:622.788.32:669.162.262.001.5

С.В.Ващенко, Б.Н.Маймур, В.И.Петренко, К.В.Баюл, А.Ю.Худяков, Н.А.Солодкая, Э.Б.Прокудина

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ И МЕХАНИЗМОВ ФОРМИРОВАНИЯ ПРОЧНОСТНЫХ СВЯЗЕЙ В ПРЕССОВКАХ ПРИ БРИКЕТИРОВАНИИ МЕЛКОФРАКЦИОННЫХ ШИХТОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины

Разработана концептуальная модель процесса прессования мелкофракционных материалов. Выполнен анализ влияния различных факторов (структура и свойства частиц материала, его физико-механические свойства) на формирование прочностных связей, возникающих между частицами в процессе прессования (параметры уплотнения и межчастичное взаимодействие). Установлены зависимости пористости прессовок от интегрального показателя свойств - насыпной плотности - для четырех ранее сформированных групп систематизации материалов по их способности уплотняться. Полученные зависимости могут быть использованы для разработки методов оценки прочности прессовок из различных видов материалов.

Ключевые слова: **мелкофракционные материалы,** прессование, концептуальная модель, **прочность прессовок, межчастичное взаимодействие**

Состояние вопроса и постановка задачи. Эффективность металлургических процессов в значительной степени определяется качеством используемого сырья. Для каждого технологического процесса – доменного, сталеплавильного, производства ферросплавов и др. – формируются требования к характеристикам сырья, которые определяют его поведение на разных стадиях переработки, обеспечивают полноту протекания физических и химических процессов, предусмотренных металлургическим переделом. В связи с обеднением природных запасов металлургического сырья, как рудного, так и топливно-энергетического, в последние десятилетия все шире используются дополнительные сырьевые источники, в частности, брикеты из мелкофракционных сырьевых материалов и промышленных отходов.

Основным критерием выбора технологических режимов брикетирования является получение качественных брикетов, отвечающих требованиям, предъявляемым к металлургическому сырью. Одним из основных требований к брикетам является их высокая механическая прочность. Сырье должно противостоять ударным и истирающим нагрузкам, имеющим место непосредственно в металлургических агрегатах, а также при перевозках, перегрузках.

Изучение положений теории прессования дисперсных систем, анализ литературных источников, в которых представлены исследования как в области порошковой металлургии, так и в области брикетирования, показывают, что в настоящее время существует многообразие мнений о

природе и характере прочностных связей, образующихся в компактном теле в процессе уплотнения. На сегодняшний день нет научно-обоснованных способов оптимизации условий получения компактного продукта с необходимыми прочностными характеристиками, не установлены закономерности влияния различных факторов на процессы межчастичного взаимодействия и формирования прочностных связей и, как следствие, отсутствуют корректные математические модели оценки прочности прессовок. Для создания методов объективной оценки прочностных характеристик прессовок необходимо разработать единые и непротиворечивые количественные критерии роста прочности прессовок в процессе уплотнения. Разработка методов прогнозирования и количественной оценки прочности прессовок из различных видов материалов на разных стадиях уплотнения позволит в дальнейшем реализовать возможность управления процессом получения брикетов, усовершенствовать технологические процессы их производства, повысить эффективность работы прессового оборудования.

Методика экспериментальных исследований. Проанализировав основные литературные данные о методах аналитического описания роста прочностных характеристик в процессе консолидации дисперсных материалов, можно сказать, что решение этой задачи не представляется возможным без проведения экспериментальных исследований. Для разработки таких методов необходимо изучить механизм формирования прочных связей в брикете, различные процессы, протекающие при прессовании мелкофракционных шихт, экспериментальным путем получить достаточный объем данных, анализ и обобщение которых позволит установить общие закономерности и зависимости, характеризующие эти процессы.

Создание теоретических методов оценки механической прочности с учетом механизмов формирования прочностных связей, свойств шихтовых материалов и параметров нагружения является актуальной задачей. Для ее решения необходим последовательный, поэтапный подход к учету влияния как отдельных факторов, так и их сочетаний на процесс упрочнения брикетов. В данной работе изучены две схемы межчастичного взаимодействия: «частица+частица»; «частица+вода+частица», без участия специальных связующих веществ. Первая схема межчастичного взаимодействия предполагает изучение механизма формирования прочных брикетов из сухих материалов (W = 0%), что позволит оценить силы механического сцепления, а также межатомного и межмолекулярного взаимодействия при различных параметрах нагружения, в первую очередь, за счет влияния свойств частицы. Вторая схема межчастичного взаимодействия предполагает введение в исследуемые материалы определенного количества влаги, что позволит учесть влияние сил межатомного и межмолекулярного взаимодействия.

Для проведения экспериментальных исследований выбраны

материалы таким образом, чтобы был представлен весь спектр свойств как частиц вещества, так и сыпучего материала.

Количество вводимой в шихту влаги для изучения влияния механизма формирования прочностных связей при схеме межчастичного взаимодействия «частица+вода+частица» выбрано исходя из следующих условий:

- необходимо, чтобы вводимой влаги было достаточно для полного и равномерного смачивания поверхности частиц во всем объеме порции мелкофракционного материала;
- влага не должна выдавливаться на поверхность прессовки в процессе прессования при применяемой в экспериментах максимальной нагрузке;
- количество влаги выбирается исходя из одинакового объемного соотношения материала и воды для всех шихт.

Экспериментальным путем был осуществлен подбор количества вводимой влаги - 6 % для всех исследуемых материалов.

Для установления связей прочностных характеристик с параметрами нагружения выбраны давления прессования и параметры нагружения порций исследуемых материалов и шихт – 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70, 80, 90, 100, 110 МПа. Выбор максимального значения давления прессования основывался на том, что, как показывает опыт брикетирования различных шихтовых материалов, давление 110 МПа является достаточным для получения брикетов, удовлетворяющих требованиям различных металлургических переделов. После каждого нагружения выполнялись замеры параметров уплотнения и прочности прессовок на сжатие.

В качестве оценочного показателя прочности прессовок была выбрана прочность при сжатии. При выборе прочности на сжатие в качестве показателя прочности прессовок исходили из того, что эта характеристика в наибольшей степени определяется прочностью частиц прессуемого материала и прочностью связей между ними. Определяемые при технологической оценке брикетов прочность на сбрасывание и истираемость в данном случае менее показательные, т.к. на их значения влияют форма, размер и масса, состояние поверхности образцов.

Возникновение прочностных связей в брикетах определяется силами механического, межатомного и межмолекулярного сцепления частиц. Их величина в значительной степени зависит от контактной поверхности частиц. В процессе формирования брикета по мере увеличения нагружения прессуемого материала величина контактной поверхности взаимодействия частиц изменяется. Для изучения влияния величины развития контактной поверхности на возникновение прочностных связей в объеме прессовки, в качестве характеристики, отражающей изменение контактной поверхности в процессе прессования, принята пористость прессовки, т.к. пористость характеризует сближение и плотность упаковки частиц в объеме прессовки, деформацию и разрушение частиц под действием приложенного давления, т.е. процессы, при которых

формируется и изменяется контактная поверхность.

Экспериментальные исследования и анализ полученных результатов. Для анализа факторов, влияющих на условия формирования и развития прочностных связей, проведены экспериментальные исследования и получен массив данных, которые были обобщены, систематизированы и представлены в виде таблиц и графиков (табл. 1 - 2, рис. 1 - 3).

Проведенный на основе экспериментальных данных взаимно-корреляционный анализ взаимосвязи факторов и их влияния на прочность прессовок не позволил получить корректные критерии качественной и количественной оценки повышения прочностных характеристик дисперсного материала в процессе уплотнения. Это объясняется неоднозначностью и противоречивостью влияния отдельных исследуемых факторов, что подтверждает изучение литературных источников [1-9]. Так, например, чем прочнее частица материала, тем прочнее будет конгломерат таких частиц, образовавшийся под действием приложенного давления. Однако, с другой стороны, чем выше твердость и прочность частицы, тем больше давление прессования, необходимое для создания условий формирования прочных связей [2-3].

Таким образом, выполненные экспериментальные исследования на материалах с широким спектром изменения свойств показали, что структура и прочность прессовок существенным образом зависят от характеристик и состояния уплотняемого материала (табл. 1 и 2). Однако попытка в данной работе, как и в рассмотренных литературных источниках, выполнить анализ влияния совокупности всех известных факторов на величину прочности прессовок не позволила получить объективные решения и разработать на их основе аналитическую модель определения прочностных характеристик, справедливую для различных условий уплотнения материалов с изменяющимися компонентным составом, структурой и физико-механическими свойствами. Дальнейшие разработки корректных методов математической оценки прочности прессовок невозможны без осознания сложного комплекса процессов, определяющих возникновение прочностных связей в объеме сформированного в процессе прессования компактного тела.

Для получения достоверной модели формирования прочностных связей в дисперсных системах в процессе уплотнения предложен новый концептуальный подход, заключающийся в формализации совокупности факторов (структура и свойства частиц уплотняемого материала, его физико-механические свойства, параметры уплотнения и межчастичного взаимодействия) на базе анализа их роли и степени влияния на механизм образования межчастичных связей, на создание условий для протекания процессов, определяющих тот или иной механизм межчастичного взаимодействия.

Таблица 1. Факторы, определяющие прочность прессовок при раздавливании (сухие материалы – W=0%).

	Исследуемые шихтовые матриалы	Тведость частиц по минерло-гической шкале Мооса	Тведость частиц по Бринелю (НВ), МПа	Предел текучес-ти, МПа	Предел прочно сти при сжатии, МПа	Модуль упругос-ти, МПа	Пикнмет-рическая плотность материала ($\rho_{пикн}$), $\times 10^3$ кг/м^3	Средний диаметр частиц ($d_{ср}$), мм	Насыпная плотность шихты (ρo), $\times 10^3$ кг/м^3	Порис-тость шихты (П), %	Коэффи-циент уплотне-ния при 110 МПа	Порис-тость прессов-ки при 110МПа (П), %	Прочность прессовок при 110МПа, кг/образец
1	Чугунная стружка	4	600	120	200	90000	7.4	2.5	1.92	74.01	1.95	49.35	3100
2	Прокатная окалина	5	-	-	-	5000	5.15	2.5	1.23	76.08	-	-	-
3	SiMn	-	-	-	102	-	6.48	1	2.87	55.65	-	-	-
4	Ильменитовый концентрат	6	750	436	576	117500	4.42	0.25	2.17	50.9	-	-	-
5	Известь гашеная	3,5	160	15	50	26000	2.21	0.25	0.45	77.42	3.09	30.14	1640
6	Флюоритовый концентрат	4	-	-	116	75800	3.18	0.25	1.61	49.28	-	-	-
7	Алюминиевая стружка (форма – пластинки)	2,75	175	65	-	70000	2.71	1.5	0.78	71.22	-	-	-
8	Алюминиевая стружка (форма – спиральки)	2,75	175	65	-	70000	2.71	2.5	0.4	85.24	-	-	-
9	Графит	1	390	-	30	6000	2.23	0.25	0.57	74.62	-	-	-
10	Угольный штыб	0,5	-	-	7	2000	1.45	1	0.88	39.66	-	-	-
11	Торф низинный	-	-	-	-	1500	1.7	1.5	0.65	61.53	-	-	-
12	Лигнит	-	-	-	-	1500	1.3	1	0.67	48.23	-	-	-

Таблица 2. Факторы, определяющие прочность прессовок при раздавливании (влажные материалы – W=6%).

	Исследуемые шихтовые материалы	Твердость частиц по минерлогической шкале Мооса	Твердость частиц по Бринелю (НВ), МПа	Предел текчести, МПа	Предел прочности при сжатии, МПа	Модуль упругости, МПа	Пикнометрическая плотность материала ($\rho_{пикн}$), $\times 10^3$ кг/м^3	Средний диаметр частиц ($d_{ср}$), мм	Насыпная плотность шихты ($\rho_о$), $\times 10^3$ кг/м^3	Пористость шихты (П), %	Коэффициент уплотнения при 110 МПа	Пористость прессовки при 110МПа (П), %	Прочность прессовок при 110МПа, кг/образец
1	Чугунная стружка	4	600	120	200	90000	7.65	2.5	1.6	79.08	2.66	44.3	3500
2	Прокатная окалина	5	-	-	-	5000	5.48	2.5	0.73	86.68	4.17	44.66	3500
3	SiMn	-	-	-	102	-	6.48	1	2.01	68.98	1.85	39.98	1345
4	Ильменитовый концентрат	6	750	436	576	117500	4.42	0.25	1.39	68.55	-	-	-
5	Известь гашеная	3,5	160	15	50	26000	2.21	0.25	0.51	76.92	3.63	11.25	2535
6	Флюоритовый концентрат	4	-	-	116	75800	3.18	0.25	1.18	62.89	1.78	34.12	380
7	Алюминиевая стружка (форма – пластинки)	2,75	175	65	-	70000	2.8	1.5	0.78	72.14	-	-	-
8	Алюминиевая стружка (форма – спиральки)	2,75	175	65	-	70000	2.8	2.5	0.4	85.71	-	-	-
9	Графит	1	390	-	30	6000	2.06	0.25	0.42	79.61	3.08	36.43	411
10	Угольный штыб	0,5	-	-	7	2000	1.65	1	0.82	50.3	1.84	8.96	375
11	Торф низинный	-	-	-	-	1500	1.41	1.5	0.63	55.32	1.98	10.92	1970
12	Лигнит	-	-	-	-	1500	1.41	1	0.71	49.65	1.85	6.24	1100

Исходя из базовых положений теории уплотнения дисперсных материалов, прочность прессовок определяется прочностью частиц и прочностью связей на их контактах, возникающих в процессе прессования. В зависимости от величины указанных характеристик разрушение прессовки может происходить, как за счет разрушения частицы, так и за счет разрыва связей межконтактного сцепления (рис.4).

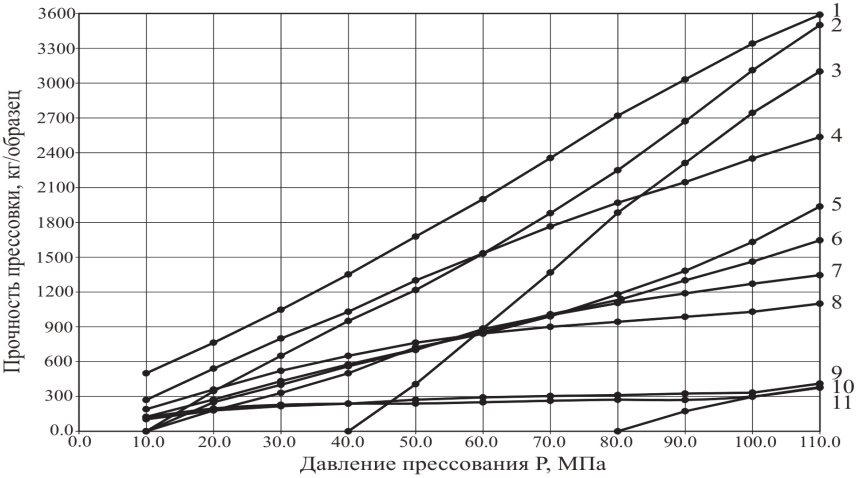


Рис.1. Зависимости прочности прессовок от давления прессования. 1 - прокатная окалина (W = 6 %); 2 - чугунная стружка (W = 6 %); 3 - чугунная стружка (W = 0 %); 4 - известь гашеная (W = 6 %); 5 - торф низинный (W = 6 %); 6 - известь гашеная (W = 0 %); 7 - SiMn (W = 6 %); 8 - лигнит (W = 6 %); 9 - графит (W = 6 %); 10 - угольный штыб (W = 6 %); 11 - флюоритовый концентрат (W = 6 %).

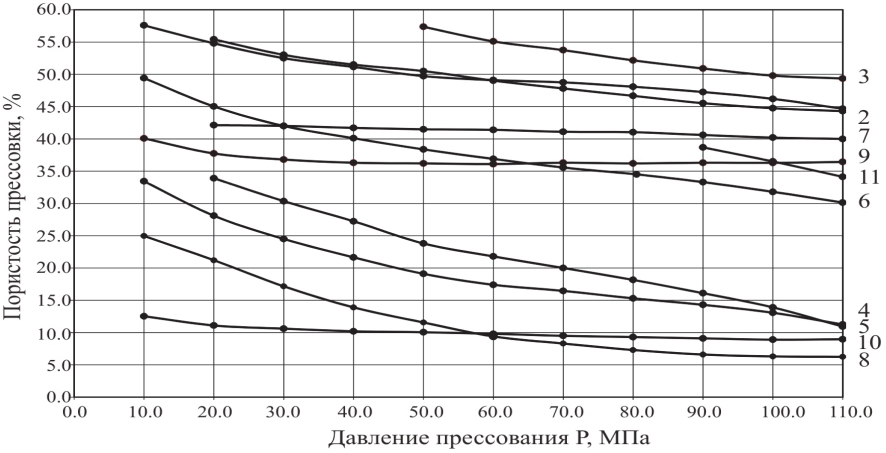


Рис.2. Зависимости пористости прессовок от давления прессования. (Обозначения приведены на рис.1).

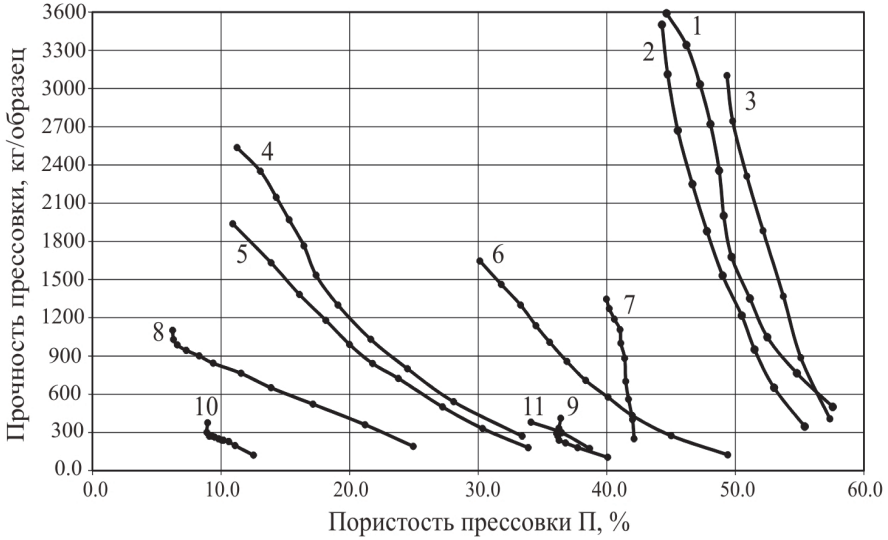


Рис.3. Зависимости прочности от пористости прессовок. (Обозначения приведены на рис.1).

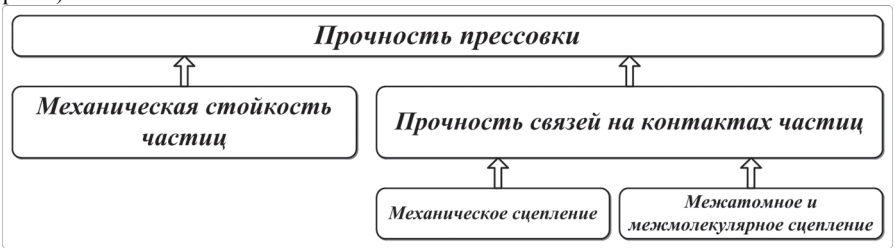


Рис.4. Схема формирования прочностных связей в прессовках

Представленная на рис.4 схема позволяет выполнить первичную формализацию факторов, влияющих на характеристики прочности прессовки, а именно, выделить группы факторов, определяющих механическую стойкость частицы, и факторов, способствующих развитию сил межчастичного сцепления.

Под механической стойкостью подразумевается способность частицы выдерживать механические нагрузки, не разрушаясь в процессе раздавливания прессовки. Она характеризуется [10-13]:

- прочностью частицы – способностью сопротивляться разрушению, показателем которой является предел прочности при сжатии;
- твёрдостью – способностью материала сопротивляться вдавливанию в него другого материала;
- пластичностью – способностью материала получать остаточные деформации без разрушения, ее показателем является предел текучести.

Как видно из таблицы 1, наибольшее значение предела прочности частицы у ильменитового концентрата – 576 МПа, у которого наивысшие значения твердости – 750НВ и предела текучести – 436 МПа. Наименьшая величина предела прочности частицы у гашеной извести – 50 МПа, у которой твердость – 160НВ и предел текучести – 15 МПа. Необходимость учета значимости каждого из указанных свойств подтверждается на примере чугунной стружки, у которой достаточно высокий показатель твердости – 600НВ, но сравнительно низкое значение предела текучести – 120 МПа, т.е. возможны различные комбинации и сочетания характеристик и по-разному проявляется их влияние на конечную прочность прессовок. Таким образом, механические свойства частицы прессуемого материала можно рассматривать как одну из выделенных групп факторов, которые обеспечивают способность выдерживать внешние нагрузки, т.е. напрямую влияют на прочность прессовок.

Следующая выделенная группа содержит совокупность факторов, влияющих на развитие и величину прочностных связей на контактах частиц. Формирование прочностных связей между частицами представляет собой сложный комплекс механических и физических процессов межчастичного взаимодействия. Определение характера и величины этих связей невозможно без изучения механизмов их образования: механическое сцепление; межатомное сцепление.

Формирование прессовки происходит в результате сближения частиц в процессе уплотнения под действием давления прессования. По мере нагружения происходит перемещение частиц и их плотная упаковка в объеме прессовки, изменение формы и размеров в результате упругой и пластической деформации, а также разрушения частиц. За счет изгибов, поворотов и переплетения между собой осуществляется механическое сцепление частиц. Межатомное сцепление происходит в результате тесного сближения частиц на расстояния, при которых создаются условия для проявления сил электростатического притяжения (силы Ван-дер-Ваальса) на образовавшихся физических контактах атомов или молекул [14, 15]. Этот механизм межчастичного сцепления известен как адгезия, когезия и аутогезия.

Следующим этапом формализации факторов, влияющих на прочностные характеристики прессовок, является выделение группы факторов, определяющих условия развития указанных выше механизмов образования межчастичных связей, и группы факторов, определяющих величину силы межчастичного сцепления. Необходимым условием для активации каждого из указанных механизмов межчастичного сцепления является формирование контактов частиц и увеличение контактной поверхности в процессе уплотнения под действием приложенного давления прессования. Суммарная контактная поверхность частиц характеризуется площадью и количеством образованных контактов. В качестве показателя, отражающего изменение величины контактной поверхности, принята пористость прессовки.

Снижение пористости прессовки отражает рост суммарной контактной поверхности. Наглядным примером такой связи является изменение пористости при прессовании сухой чугунной стружки (начальная пористость $П_О$ – 74,01%, конечная пористость $П$ – 49,35%), что позволяет достичь высоких показателем прочности – 3100 кг/образец (табл.1, рис.1).

Давление прессования является основным фактором, определяющим сближение частиц и рост контактной поверхности за счет уменьшения пористости. На рис.2 представлены зависимости пористости от давления прессования для исследуемых материалов. Сравнительный анализ графиков, представленных на рис.1 и 2 показывает, что для всех материалов с увеличением давления прессования наблюдается снижение пористости и увеличение прочности прессовок. Однако интенсивность изменения этих показателей у разных материалов значительно отличается. Так, для достижения одной и той же прочности прессовок – 1300 кг/образец из извести гашеной с влажностью W = 6% необходимо давление прессования 50 МПа, а из извести с влажностью W = 0% – 90 МПа, при этом их пористость $П$ равна соответственно ~ 19% и ~ 34%, а коэффициент уплотнения K_v соответственно – 3,3 и 2,9. Это объясняется различной способностью материала изменяться в объеме в процессе прессования - уплотняемостью, а также состоянием контактной поверхности частиц.

Так, например, экспериментальные данные показывают, что высокая уплотняемость прокатной окалины с влажностью W = 6% (коэффициент уплотнения при давлении прессования 110 МПа – $K_{y110} = 4,17$) способствует снижению пористости $П$ с 86,68% до 44,66% и получению прессовок с прочностью 3500 кг/образец, в то время как в том же диапазоне давлений в процессе прессования отсева силикомарганца, характеризующегося низкой уплотняемостью (K_{y110} = 1,85), пористость изменилась незначительно – с 68,98% до 40% при этом прочность прессовки составила 1350 кг/образец. Как видно из рис.1-2, чем больше способность материала к активному изменению своего объема в процессе прессования (K_{y110}), тем более интенсивно будет снижаться пористость прессовки и, соответственно, увеличиваться площадь контакта частиц. Таким образом, анализ экспериментальных данных показал, что уплотняемость материала согласно предложенной формализации является фактором, определяющим рост контактной поверхности, т.е. влияющим на формирование условий для сцепления частиц между собой.

К этой группе факторов, которые непосредственно влияют на величину контактной поверхности, также относятся показатели состояния контактной поверхности частиц – шероховатость, неровность, твердость. В материалах, у которых поверхность частиц имеет большое количество неровностей с повышенной твердостью, сложно добиться площади контакта, достаточной для возникновения прочных связей, так как в процессе прессования при физическом соприкосновении контактирующих тел твердый поверхностный слой практически не деформируется, невозможно достичь плотного сопряжения частиц по их границам.

Следующим этапом формализации факторов является выделение факторов, определяющих уплотняемость материала. В работах, выполненных сотрудниками ИЧМ [16-18], показано, что поведение материалов в процессе уплотнения определяется совокупностью взаимосвязанных свойств, изменение каждого из которых может привести к изменению остальных, исследовано влияние физико-механических характеристик, как сыпучего материала, так и частиц, из которых он состоит, на уплотняемость. Результаты экспериментальных исследований и выполненный на их основе факторный анализ показали, что насыпная плотность ($\boldsymbol{\rho_0}$) является характеристикой, отражающей изменения всех других свойств, влияющих на показатель уплотняемости. Это позволило обосновано выбрать насыпную плотность в качестве интегрального показателя, отражающего влияние совокупности свойств на процесс уплотнения. На основе аналитических методов исследования взаимосвязи свойств материалов и оценки их влияния на уплотняемость предложена систематизация шихтовых материалов по их способности уплотняться. На основании анализа свойств исследуемых шихт в качестве показателя, определяющего распределение шихт по группам систематизации, принята пикнометрическая плотность ($\rho_{пикн}$). Исходя из изложенного, в качестве факторов, определяющих уплотняемость, может использоваться насыпная (ρ_0) и пикнометрическая ($\rho_{пикн}$) плотности [17]. Как следует из экспериментальных данных (табл.1-2), материалы с низкой насыпной и пикнометрической плотностью имеют более высокие показатели уплотнения. Так, например, у чугунной стружки (W=0%, $\rho_0 = 1{,}92 \times 10^3$ кг/м^3, $\rho_{пикн} = 7{,}4 \times 10^3$ кг/м^3) характеристики уплотнения $K_y = 1{,}95$, $П = 49{,}35\%$, а у извести гашеной (W=0%, $\rho_0 = 0{,}45 \times 10^3$ кг/м^3, $\rho_{пикн} = 2{,}21 \times 10^3$ кг/м^3) характеристики уплотнения $K_y = 3{,}09$, $П = 30{,}14\%$.

Дальнейшая формализация факторов предусматривает выделение группы факторов, определяющих механизм образования прочностных связей и их величину. Механическое сцепление определяется свойствами частиц материала: сложной формой (спиралевидной, игольчатой и т.д.); шероховатой поверхностью, с большим количеством неровностей; высокой твердостью поверхностного слоя; повышенной пластичностью.

Сложная форма частиц способствует многоуровневому переплетению частиц даже при минимальных давлениях прессования. Неровность и высокая твердость негативным образом влияют на развитие контактной поверхности, но, в то же время, высокая абразивность поверхности частиц будет способствовать механическому сцеплению. Повышенная пластичность материала позволяет активизировать наибольшее количество контактных поверхностей в структуре межконтактных связей и сохранить их в объеме прессовки после снятия нагрузки. Пример активного проявления механического сцепления получен на прессовках из алюминиевой стружки, т.к. частицы данного материала имеют сложную форму и обладают повышенной пластичностью.

Процессы межатомного и межмолекулярного сцепления протекают при

следующих схемах межчастичного взаимодействия: «частица+частица», «частица+жидкая фаза+частица». Как для сухого, так и для влажного материала, величина сил электростатического притяжения определяется величиной заряда и массой атомов, а также межатомным расстоянием [1, 14, 15].

Как говорилось ранее, контакт твердых поверхностей осуществляется либо непосредственно, либо через тонкие пленки жидкой фазы. Введение влаги в прессуемые материалы и развитие адгезионных процессов влияет, как на развитие контактной поверхности, так и на величину сил межатомного сцепления. Формирование довольно значительной площади контакта обусловлено способностью жидкости копировать рельеф твердой поверхности.

Рассмотрим влияние влаги на примере получения прессовок из гашеной извести и чугунной стружки. При введении 6% воды в сухие материалы увеличивается величина межатомного и межмолекулярного сцепления, о чем свидетельствует увеличение прочности прессовок, полученных при 110 МПа (известь гашеная – W=0% - 1640 кг/образец; W=6% - 2535 кг/образец; чугунная стружка – W=0% - 3100 кг/образец; W=6% - 3500 кг/образец).

Выполненный анализ факторов, определяющих прочностные характеристики прессовок, и их формализация по характеру и степени влияния, позволил создать многофакторные модели формирования прочностных связей в прессовках за счет механического (рис. 5) и межатомного сцепления (рис. 6). Представленные модели позволяют учесть многочисленные факторы, их сложные взаимосвязи и отражают характер их влияния на процессы межчастичного сцепления. Формализация факторов по их роли и значению в создании условий для образования и развития прочностных сил позволяет учесть неоднозначность и противоречивость их влияния. В условиях отсутствия точных и реализуемых на практике математических решений оценки прочности прессовок модельное представление является простым и общедоступным.

Разработанные модели отражают принятый в работе подход к созданию методов прогнозирования и оценки прочностных характеристик прессовок, основанный на изучении и понимании сложных механизмов и процессов формирования прочностных связей в прессовках с учетом влияния различных факторов, характеризующих условия прессования, физико-механические и технологические свойства прессуемых материалов. Данные модели отражают обобщенное представление о последовательности влияния различных факторов на возникновение сил сцепления, взаимосвязи этих факторов между собой, а также о доминирующих факторах, определяющих развитие конкретных механизмов межчастичного взаимодействия.

Дальнейшее развитие выполненных исследований заключается в разработке локальных моделей, отражающих воздействие на формирование прочностных связей как отдельных факторов, так и их совместное влияние в различных сочетаниях. К таким комбинациям относятся, в первую очередь, давление прессования, свойства шихтовых материалов, вид и количество связующих добавок.

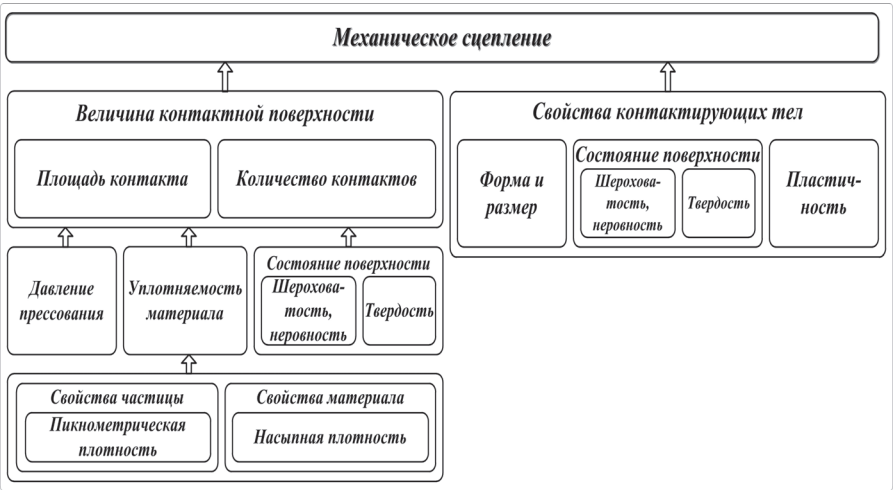


Рис. 5. Структура многофакторной модели формирования прочностных связей за счет механического сцепления

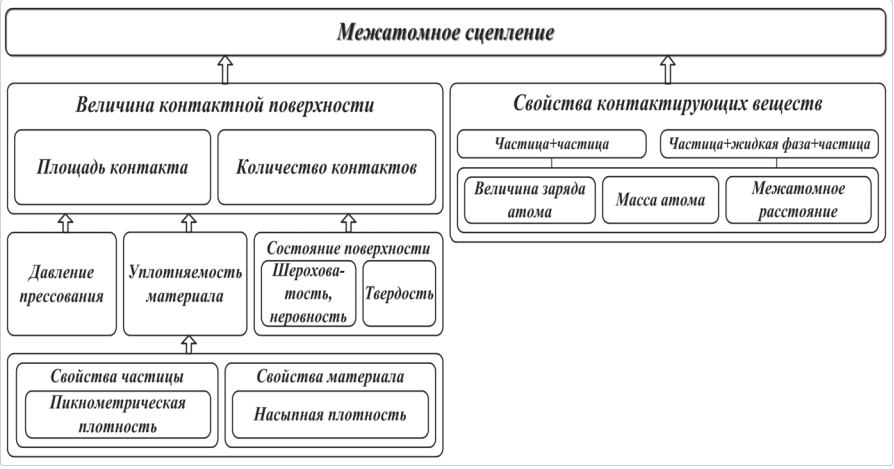


Рис. 6. Структура многофакторной модели формирования прочностных связей за счет межатомного и межмолекулярного сцепления

Заключение. Модельное представление позволяет учесть связи большого количества факторов, определяющих прочностные показатели прессовок, разнохарактерность их влияния, создает условия для выделения наиболее значимых параметров и их взаимосвязей, обосновано выбрать комплексные показатели и определить оценочные количественные критерии прочности. Полученные авторами результаты открывают новые возможности

в разработке аналитических методов прогнозирования и количественной оценки прочности прессовок из различных видов материалов на разных стадиях уплотнения, на основе моделирования составов шихт, получать брикеты необходимой прочности, отвечающих требованиям к металлургическому сырью.

1. *Бальшин М.Ю.* Научные основы порошковой металлургии и металлургии волокна / М.Ю. Бальшин // М.: Металлургия, 1972. - С. 336.
2. *Ожогин В.В.* Взаимосвязь показателей механической прочности брикетированных материалов / В.В. Ожогин // Вісник Приазов. держ. техн ун-ту: Зб. наук. пр. – Маріуполь: - 2006. – Вип. 16. – С. 17 – 21.
3. *Ожогин В.В.* Основы теории и технологии брикетирования измельченного металлургического сырья: Монография. / В.В. Ожогин // Мариуполь: ПГТУ, 2010. – С. 442.
4. *Цеменко В. Н.* Процесс порошковой металлургии. Теория и физические основы уплотнения порошковых материалов: учеб. пособие. / В.Н. Цеменко // СПб.: Изд. Политехн. ун-та, 2005. – С. 116.
5. *Теория* и практика процесса прессования гетерофазных увлажненных механических смесей на основе железа / В.Н.Кокорин, А.И.Рудской, В.И.Филимонови др. // Ульяновск: УлГТУ, 2012. – С. 236.
6. *Кипарисов С.С.* Порошковая металлургия / С.С. Кипарисов, Г.А. Либенсон // М.: Металлургия, 1991. – С. 432.
7. *Равич Б.М.* Брикетирование в цветной и черной металлургии / Б.М. Равич // М.: Металлургия, 1975. – С. 232.
8. *Елишевич А.Т.* Брикетирование полезных ископаемых / А.Т. Елишевич // М.: Недра, 1989. – С. 300.
9. *Джонс В. Д.* Основы порошковой металлургии. Прессование и спекание. / В. Д. Джонс // Издательство “Мир”, Москва, 1965.
10. *Гениев Г.А.* Теория установившегося движения сыпучей среды. Исследование прочности, пластичности и ползучести строительных материалов / Г.А. Гениев // Госстройиздат, (Сб. ЦНИИ МПС). - 1955.
11. *Панин В.Е.* Современные проблемы пластичности и прочности твёрдых сред / В.Е. Панин // Изв. вузов. Физика, 1998. – №1. – С. 7−32.
12. Диагностика металлических порошков / В.Я. Буланов, Л.И. Кватер [и др.] // М.: Наука. – 1983.
13. *Иванько А.А.* Твердость. Справочник: под редакцией члена-корреспондента АН УССР Г.В. Самсонова / А.А. Иванько // К.: Наукова думка, 1968.
14. *Зимон А.Д.* Аутогезия сыпучих материалов / А.Д. Зимон, Е.И. Андрианов // М.: Металлургия, 1978. – С. 288.
15. *Славинский М.П.* Физико-химические свойства элементов: переработал, дополнил и подготовил к печати доц. канд. техн. наук А.Е. Вол / М.П. Славинский // М.: Металлургиздат, 1952.
16. *Ващенко С.В., Муравьева И.Г.* Классификация мелкофракционных сырьевых материалов и отходов металлургической промышленности // VII Міжнародна науково-технічна студентська конференція “Молода академія 2011”. Збірка тез. – Дніпропетровськ 2011.

17. *Разработка* методического подхода к определению уплотняемости прессуемых шихт с учетом их свойств. / С. В. Ващенко, Б. Н. Маймур, В. И. Петренко, И. Г. Муравьева // «Научные вести. Современные проблемы металлургии». – Днепропетровск: НМетАУ – 2011. – Вып. 14. – С. 85–92.
18. *Ващенко С.В.* Разработка аналитического метода прогнозирования и оценки сопротивления шихт сжатию с учетом их свойств. / С.В. Ващенко, Б.Н. Маймур, В.И. Петренко, И.Г. Муравьева // Системные технологии. Региональный межвузовский сборник научных трудов. – Выпуск 4 (81). – Днепропетровск, 2012. – С. 3 – 10.

Статья рекомендована к печати
докт.техн.наук И.Ю.Приходько

С.В.Ващенко, Б.М.Маймур, В.І.Петренко, К.В.Баюл, О.Ю.Худяков, Н.О.Солодка, Е.Б.Прокудіна

Дослідження умов та механізмів формування міцністних зв'язків у пресовках під час брикетування дрібнофракційних шихтових матеріалів

Розроблено концептуальну модель процесу пресування дрібнофракційних матеріалів. Виконано аналіз впливу різних чинників (структура та властивості частинок матеріалу, його фізико-механічні властивості) на формування міцності зв'язків, що виникають між частинками у процесі пресування (параметри ущільнення та міжчасткової взаємодії). Встановлено залежності пористості пресовок від інтегрального показника властивостей (насипна щільность) для чотирьох сформованих груп матеріалів за їх здатністю ущільнюватися. Отримані залежності може бути використано при розробці методів оцінювання міцності пресовок з різних видів матеріалів.

Ключові слова: дрібнофракційні матеріали, пресування, концептуальна модель, міцність пресовок, міжчасткова взаємодія

S.V.Vaschenko, B.N.Maymur, V.I.Petrenko, K.V.Bayul, A.Yu.Khudyakov, N.A.Solodkaya, E.B.Prokudina

Research of the conditions and mechanisms of strength formation in compacts during briquetting of fine-fraction materials

The developed conceptual model of the process of pressing small fraction of materials. The article shows the results of analysis of various factors (the structure and properties of the material particles and its physicomechanical properties) on the formation strength bonds between the particles arising during pressing (compaction parameters and the interparticle interaction). The dependencies of porosity compacts of the integral index properties (bulk density) for the four groups of materials formed by their ability to be compacted. Depending obtained can be used to develop methods for evaluating strength of compacts of different types of materials.

Keywords: small fraction materials, pressing, conceptual model, the strength of the compacts, the interparticle interaction

УДК 621.771.2:002:061.75

И.Г.Муравьева

55 ЛЕТ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ А.М.ЮНАКОВА

Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины

Представлены данные о жизни и творческой деятельности Лауреата Государственной премии СССР, научного сотрудника Института А.М.Юнакова, который является авторитетным ученым в области черной металлургии.

Александр Михайлович Юнаков работает в Институте с 1960 года. В стенах Института (в отделе механизации и автоматизации, отделе металлургического машиноведения, ныне ОТОСУ) он прошел путь от механика-инженера до зав. лабораторией.

В первые годы, работая в должностях механика, ст. механика, инженера и ст. инженера, Александр Михайлович приобрел большой опыт подготовки и непосредственно проведения исследований действующих металлургических машин и механизмов в сложных условиях производства. В этот период он принимает активное участие практически во всех работах отдела по исследованию систем слиткоподачи и главных линий обжимных станов 1150 и 950 ДМЗ им. Дзержинского, блюминга 1100 ЕМЗ, непрерывного тонколистового стана завода "Запорожсталь" и др. объектов.

Приобретенный опыт промышленных исследований в сочетании с углублением и расширением знаний механики машин, технологии и оборудования, технико-экономического анализа производства проката позволили Александру Михайловичу сформироваться в высококвалифицированного специалиста, способного обосновывать и решать важные разноплановые научно-практические задачи. Начиная с должности ст. инженера и на последующих должностях, Александр Михайлович в качестве руководителя либо ответственного исполнителя выполнил большое количество научно-исследовательских работ, в рамках которых на различных прокатных станах решен ряд задач, обеспечивших значительное повышение технико-экономических показателей их работы. Можно сказать, что красной нитью через всю научно-инженерную его деятельность проходит решение задач оптимизации или форсирования режимов работы прокатных станов, отработка и освоение ресурсосберегающих технологий, а также обоснование реконструкции прокатных станов на базе анализа динамических и статических нагрузок в главных линиях и прочностных и энергетических резервов оборудования.

Приведем только некоторые примеры этих эффективных работ, выполненных в разные периоды и завершенных внедрением результатов в производство:

– Оптимизация режимов работы комплекса механизмов блюминга ЕМЗ позволила обеспечить выполнение "тройного" условия, при котором

производительность стана максимальна (выполнена совместно с Е. Я. Подковыриным).

– Обоснование форсированных режимов прокатки слитков при увеличении их массы с сокращением количества проходов на блюмингах ЕМЗ и "Криворожстали" (на последних совместно с В. М. Полещуком).

– На основании анализа действующих нагрузок и характеристик оборудования стана 2500 ММК обоснована возможность прокатки широких листов из сталей с высоким сопротивлением деформации, что было вызвано необходимостью выполнения государственной программы (выполнена совместно И. И. Леепой).

– В качестве руководителя НИР проведено исследование черновых клетей стана 1700 горячей прокатки комбината им. Ильича, на основании результатов которого обоснована возможность увеличения толщины исходного сляба. Это решение позволило увеличить производительность как собственно прокатного стана, так и машин непрерывной разливки слябов.

– На мелкосортно-проволочном стане 320/150 МолдМЗ обоснована возможность увеличения сечения исходной заготовки, что также, как и в предыдущем примере позволяет увеличить производительность прокатного стана и электро-сталеплавильного цеха, т.е. улучшить экономику завода в целом.

Отдельно следует охарактеризовать работы, выполненные под руководством Александра Михайловича на проволочном стане 250 ЕМЗ, единственном стане в СНГ, изготовленном Электростальским заводом тяжелого машиностроения. Поскольку из-за отсутствия надежной летучей стыкосварочной машины на стане не был реализован процесс бесконечной прокатки, технико-экономические показатели его работы были довольно низки.

Некоторые работы ИЧМ были направлены на улучшение "экономики" стана. В их числе следующие работы, выполненные под руководством Александра Михайловича. Так, например, для повышения производительности при прокатке мелкого сорта требовалось увеличить константу прокатки в черновой группе стана. Из-за ограничения скорости двигателей прокатных клетей это представлялось возможным только за счет увеличения сечения раската на выходе из последней клети черновой группы. Установленные за этой клетью барабанные ножницы по проекту позволяли осуществлять порезку полосы сечением 289 мм^2. Александр Михайлович провел с коллегами промышленные и теоретические исследования механизма и привода ножниц, на основании которых был разработан комплекс инженерных решений. Увеличение момента инерции ножевых барабанов, оптимизация угла резания и коэффициента обгона ножниц позволили снизить вертикальную и горизонтальную составляющие усилия резания и обеспечить порезку полос увеличенного сечения. В результате изменения указанных параметров и настройки

скорости ножниц по номограмме в зависимости от скорости прокатки в клети, установленной перед ними, в течение многих лет на стане разрезалась полоса сечением более 400 мм^2.

Скорость прокатки катанки на стане была повышена за счет внедрения двух технических решений, разработанных Александром Михайловичем на основании анализа динамики чистовых клетей. В линии привода валков были установлены динамически сбалансированные шпиндели с шарнирами Кардано и применены прокатные валки увеличенного до 280 мм диаметра, что позволило снизить уровень вибраций валковой системы и увеличить скорость прокатки.

Для этого же стана в результате исследования нажимных устройств чистовых клетей и аналитических расчетов был сделан вывод о том, что привод механизма и резерв прочности редуктора с глобоидной червячной передачей позволяют осуществлять перемещение прокатных валков предчистовой клети при заполненном очаге деформации, т.е. изменять межвалковый зазор в процессе прокатки. На основании этого и анализа изменения размеров катанки по длине бунта Александр Михайлович с соавторами разработал способ производства катанки и устройство управления приводом нажимного механизма. Реализация технических решений по этим изобретениям за счет определенного дополнительного обжатия концевых участков раската в вертикальной предчистовой клети стана позволила исключить отбраковку их из-за выхода горизонтального диаметра катанки за пределы стандарта, т.е. значительно увеличить выход годного проката.

На стане 250 ЕМЗ был внедрен также высокоэффективный новый способ охлаждения проката (разработан Александром Михайловичем со специалистами завода и Донецкого политехнического института в рамках совместно выполняемой НИР). В специальном устройстве реализации способа поток охладителя совершает сложное движение – колебательное в направлении, перпендикулярном оси движущегося проката, и вращательное относительно него. Применение этого технического решения обеспечило эффективный, равномерный по длине проката отбор тепла и экономию охладителя при давлении в системе его подачи не более 10 атм.

Особое место в научно-практической деятельности Александра Михайловича занимают работы, выполнение которых начато с вводом в эксплуатацию на Белорецком меткомбинате (БМК) первого на сегодняшней территории СНГ принципиально нового проволочного стана с чистовыми группами клетей в виде прокатных блоков и линиями последеформационного охлаждения с реализацией Стелмор процесса. Минчерметом ИЧМ было поручено разработать и освоить технологию производства высококачественной катанки широкого марочного сортамента, исследовать и оптимизировать режимы работы оборудования, установить и использовать его резервы. Кроме того было необходимо

оценить целесообразность и экономическую эффективность использования аналогичного оборудования при реконструкции существующих непрерывных станов.

Для выполнения этих работ на БМК Институт был представлен двумя лабораториями прокатного отдела и отдела металлургического машиноведения. Исследования и разработка сквозной технологии, включая нагрев и зачистку заготовок, температурно–деформационные режимы прокатки, оптимизацию размеров подката, режимы охлаждения катанки, анализ ее качества и др. проводились под руководством Г. П. Борисенко и А. А. Горбанева. Анализ работы оборудования, определение динамических характеристик главных линий, исследование действительных динамических и статических нагрузок, оценка согласованности режима прокатки в непрерывных группах стана, начиная с обжимной и, главное, в трансмиссии приводов блоков выполнены под руководством А. М. Юнакова.

Следует отметить, что исследования нагрузок в линиях приводов прокатных клетей проводились на определенных участках стана и были подчинены решению различных задач. Например, при отработке технологии производства катанки коррозионностойких сталей, в том числе мартенситно–ферритного класса и ресурсосберегающей технологии с регламентированной температурой нагрева заготовок в функции сопротивления деформации стали исследовались нагрузки в клетях обжимной группы стана. Анализ нагрузок в клетях этой группы лежал в основе разработки и реализации ресурсосберегающей технологии производства катанки из заготовок с пониженным теплосодержанием. Исследование нагрузок в главных линиях клетей промежуточных групп стана и оценка по ним согласованности режима прокатки в них проведено при оптимизации режимов прокатки катанки подшипниковых сталей.

Хронологически первое исследование нагрузок в линии привода валков прокатных блоков было проведено в связи с необходимостью установления причин низкой стойкости зубчатых передач с внутренним зацеплением отдельных клетей. Анализ результатов исследований позволил установить факт существенно неравномерного распределения нагрузок по клетям блока и несогласованность режима прокатки (натяжение в межклетевом промежутке клетей 2–3 и подпор в 3–4), в результате чего линия привода валков клети 3 работала со значительной перегрузкой. Установление величины действительных нагрузок в клетях блока, оценка по ним уровня межклетевых сил в сочетании с анализом реального заполнения калибров металлом, размеров подката и катанки позволили под руководством А. А. Горбанева разработать математическую модель, адекватно отражающую процесс прокатки в 10-клетевом блоке. Анализ влияния различных возмущающих воздействий на процесс прокатки и распределение натяжений, выполненный на модели, позволил скорректировать режим обжатий и калибровку валков.

В результате неравномерность распределения нагрузок по клетям блока была существенно уменьшена и проектные недостатки были устранены.

Следующий этап анализа собственно блока был связан с оценкой возможности повышения скорости прокатки. Эта задача решалась как исследованием нагрузок, измеряемых в диапазоне частот вращения привода блока 800 - 1000 об/мин, так и при анализе динамических характеристик и расчете собственных частот динамической модели прокатного блока. На основании результатов исследований был рекомендован рабочий диапазон частот вращения привода блока вне резонансных зон, обеспечивающий повышение скорости прокатки катанки диаметром 5,5 мм до 55 м/с, т.е. на 10 % выше относительно проекта. Данный скоростной режим был реализован и использовался до реконструкции стана с установкой более скоростных блоков.

В рамках отдельной работы под руководством Александра Михайловича исследована динамика горизонтальной и вертикальной термофрезерных машин в связи с отказами (разрушениями) узлов линий приводов фрез и высоким уровнем вибраций. В результате промышленных исследований нагрузок при фрезеровании определены собственные частоты машин для оценки достоверности расчетов параметров их динамических моделей. На основании измерений и анализа динамических нагрузок на моделях с варьированием упруго-массовых параметров, скоростных и нагрузочных режимов (глубиной фрезерования) разработаны и внедрены конкретные рекомендации по скоростным режимам (вне резонансных зон), совершенствованию конструкции и техническому обслуживанию машин.

На основании теоретических и промышленных исследований динамических и статических нагрузок в линиях приводов клетей, анализа силовых и скоростных характеристик вспомогательного оборудования всей линии стана 150 БМК сделан вывод о возможности повышения скорости прокатки катанки ∅ 5,5 мм до 80 м/с. Это явилось базой обоснования технической и экономической целесообразности реконструкции стана и ее рационального объема.

Реконструкция стана с установкой новых, более скоростных блоков и соответствующего сопряженного с ними оборудования (ножниц, трайбаппаратов, виткоукладчиков) завершена в 2000 году. До настоящего времени стан устойчиво работает на скоростях до 75 м/с. Это, пожалуй, единственный в мире пример, когда на базе анализа действительной нагруженности оборудования непрерывного стана скорость прокатки увеличена практически в 1,5 раза относительно проектной.

Отмечая заслуги Александра Михайловича в цикле комплексных и самостоятельных работ на стане 150 БМК, следует отметить также, что на этом стане внедрено восемь технических решений по его с соавторами изобретениям и патентам, три из них реализованы при реконструкции стана. За внедрение результатов двух работ он награжден медалями

ВДНХ. Комплекс исследований, проведенных ИЧМ на стане, в том числе обоснование реконструкции, явился основной частью работы, за выполнение которой А. М. Юнаков удостоен высокого звания Лауреат Государственной премии СССР в области науки и техники.

Деятельность Александра Михайловича в девяностые годы прошлого века заслуживает особой оценки, т.к. была важна для Института в целом. В условиях новой страны из-за дефицита работ в начале и практически до конца тех лет в Институте сложилось удручающее, тяжелое финансовое положение. В этот период Александр Михайлович, являясь, зав. лабораторией, формирует устойчивую хоздоговорную тематику. Это анализ м/с стана 250 ЧерМК, стана 800 БМК, стана 250 ЕМЗ. Кроме того, благодаря его инициативности, высокой эрудиции в области оборудования и технологии прокатного производства, начато и развилось научно-техническое сотрудничество с машиностроительным комбинатом (СКЭТ, Германия). В рамках контракта по вводу в эксплуатацию и освоению первого в Украине высокоскоростного проволочного стана на Макеевском меткомбинате (руководитель НИР А. Юнаков) выполнена экспертная оценка нового оборудования, исследовались динамические процессы в линиях приводов клетей консольного типа, технологические режимы, качество катанки, произведенной по традиционной технологии и прокатанной в низкотемпературных блоках.

Аналогичный контракт реализован и по освоению новых оборудования и технологии на стане 150 БМК после его реконструкции. Как отмечено, базой реконструкции являлся комплексный анализ нагруженности и резервов прочностных и энергетических резервов оборудования стана.

В рамках отдельного контракта со СКЭТ была также разработана (под руководством В. И. Большакова) динамическая модель прокатного блока, как многомассовой электромеханической системы.

Отметим, что суммарное финансирование за выполнение указанных работ было весьма важным для коллектива Института.

Заслуживает внимания установление Александром Михайловичем тесного сотрудничества Института с украинской научно-производственной организацией НПО "ДОНИКС". Приведем два примера полезных для Института работ. Лаборатория динамики прокатного оборудования по заданию НПО в рамках хоздоговора выполнила анализ нагрузок на обжимном стане ЕМЗ. На комбинате "Запорожсталь" лаборатория выполнила (также по договору с НПО) анализ вибродинамических процессов в оборудовании стана 1680. НПО не только финансировало эту работу, но также приобрело комплект виброизмерительной аппаратуры для ее выполнения.

Полезность и важность сотрудничества с НПО "ДОНИКС" заключается еще и в том, что Институт в течение ряда лет использует эту аппаратуру, выполняя работы по диагностике технического состояния

прокатного оборудования в рамках договоров с комбинатом "Запорожсталь". Результаты этих работ необходимы как при обосновании бюджетной тематики по вибродиагностике, так и при оценке эффективности разработанных в его лаборатории способов диагностики.

Сотрудник ИЧМ А. М. Юнаков как известный опытный специалист в области машин, механизмов и технологии современных прокатных станов был командирован Минчерметом в качестве старшего эксперта-консультанта в АНДР для содействия в стабилизации работы мелкосортно-проволочного стана. Задание Министерства было выполнено. В личном деле Александра Михайловича имеется письмо Алжирского национального общества металлургии с благодарностью за глубокие консультации по теоретическим и практическим вопросам прокатного производства и отмечена "конкретность рекомендаций по решению гаммы проблем, обеспечивающих стабилизацию работы прокатного стана".

Несколько разноплановых работ выполнены А. М. Юнаковым совместно и непосредственно под руководством В. И. Большакова:

– В плане содействия ДМетИ при отработке технологии производства листа коррозионностойких марок стали проведены первые исследования динамических процессов в линии привода стана 2800 комбината "Запорожсталь";

– Выполнена НИР "Разработка методов расчета элементов линий передач момента в листопрокатных и обжимных станах на прочность и выносливость". В этой работе на базе разработанной методики определения нагрузок в приводах прокатных станов Вадим Иванович выполнил расчеты по станам комбината "Запорожсталь", Александр Михайлович – расчеты оборудования обжимного стана ЕМЗ;

– При исследовании механизма передвижения клети одного из НЗС "Криворожстали" они установили явление и причины автоколебаний в линии привода и разработали решения по их устранению. Это обеспечило значительное сокращение времени рабочего цикла и надежность работы механизма.

– В рамках контрактов со СКЭТ проведены стендовые испытания редукторных кассет под нагрузкой и прокатного блока в режимах разгона – торможения и при установившейся скорости. С учетом анализа конструкции оборудования блока и результатов испытаний (вибраций и нагрузочных характеристик) разработано экспертное заключение о работоспособности этого агрегата (2 десятиклетевых блока установлены и в настоящее время работают в Макеевке).

Из приведенного перечня далеко не всех работ, в выполнении которых Александр Михайлович принимал творческое и активное участие, более того при этом являлся руководителем, виден широкий диапазон успешно решенных конкретных научно–практических задач. Причем, в большинстве с внедрением рекомендаций – в части технологии,

числе по исследованию прокатных станов различных типов, динамическим процессам в их главных линиях и диагностике технического состояния оборудования единолично и в соавторстве – более 200 статей и 3 монографии.

В.И. Большаков внес крупный вклад в теорию и практику анализа переходных процессов, динамических нагрузок в электромеханических системах приводов прокатных станов, выполнил комплекс теоретических и прикладных исследований систем приводов с различными характеристиками жесткостей связей. Результаты этих исследований применяются для выбора рациональных конструктивных параметров, совершенствования режимов работы и обоснования реконструкции прокатных станов металлургических комбинатов Украины, России, Беларуси и Казахстана.

К числу наиболее значимых и известных достижений В.И.Большакова относятся результаты фундаментальных и прикладных научных исследований особенностей распределения шихтовых материалов в доменных печах, создание и освоение бесконусных загрузочных устройств, совершенствование работы оборудования систем загрузки доменных печей. Результаты этих разработок позволили впервые в мировой практике поставить на расчетную основу выбор рациональных программ загрузки шихты путем вычисления рудных нагрузок и объемов шихты в кольцевых зонах колошника для цикла загрузки.

Фундаментальный вклад в развитие металлургической науки внесли работы В.И.Большакова по созданию научных основ управления распределением шихты и газов в доменных печах. Результаты этих работ являются основой создания нового оборудования для доменных печей большого объема, в том числе конвейерных шихтоподач и бесконусных загрузочных устройств. Академик НАН Украины В.И.Большаков несомненно являлся лидером в европейском научно-инженерном сообществе, работающим в области анализа и расчета систем загрузки и программ управления распределением шихты и газов в доменных печах.

Под его руководством выполнялись исследования по освоению доменных печей оборудованных бесконусными загрузочными устройствами; ведутся работы по оказанию научно-технической помощи меткомбинатам «АрселорМиттал Кривой Рог», «Запорожсталь», «Северсталь», Липецкому, Алчевскому, Нижнетагильскому, Магнитогорскому комбинатам, заводам Енакиевскому, Тульскому, Косогорскому и другим металлургическим предприятиям страны и за рубежом.

Всю свою трудовую деятельность В.И.Большаков посвятил работе в Институте черной металлургии им. З.И. Некрасова: старший научный сотрудник (1969), кандидат технических наук (1966), доктор технических наук (1988), профессор (1991), член–корреспондент НАН Украины (2000). За время работы в Институте он поднялся по служебной лестнице от инженера (1960 г.) до директора института (1996 г.). В.И.Большаков возгла-

вил Институт черной металлургии в трудное время. В 1996 г. были изменены функции Министерства промышленной политики Украины, полностью разрушена отраслевая система координации научных исследований в металлургии и их финансирования. В этот период деятельность возглавляемой В.И.Большаковым дирекции была сосредоточена на поиске новых форм организации и проведения научных исследований, обеспечении стабильности финансовой деятельности Института, определении перспективных направлений научных исследований. Не все задачи решены в полном объеме, но Вадиму Ивановичу удалось главное – Институт до сегодняшнего дня сохранил научный потенциал и способен выполнять комплексные научные исследования по основным направлениям деятельности и по всем переделам черной металлургии.

Вадим Иванович оставил крупное научное наследие, которое продолжают развивать ученики и последователи его научной школы. О значимости научной и общественной деятельности В.И.Большакова свидетельствуют многочисленные звания и награды, которыми он был удостоен. В.И.Большаков награжден Почетной грамотой Президиума Верховного Совета Украинской ССР (1988г.), удостоен Премии Кабинета Министров Казахстана (1991г.). В 1999г. В.И.Большаков удостоен премий Национальной академии наук Украины им. академика З.И.Некрасова, а в 2000г. – Государственной премии Украины в области науки и техники за комплекс работ по созданию научных основ, разработку и внедрение нового высоконадежного оборудования для реализации ресурсосберегающих технологий металлургического производства. В 2000 г. Ему присвоено почетное звание «Заслуженный инженер России». Научная деятельность крупного ученого В.И.Большакова отмечена премиями Международной инженерной академии им.акад. К.Ф.Стародубова (1999), им. акад. Б.Е.Патона (2002), юбилейной медалью «Х лет МИА» (2002).

Вадим Иванович являлся председателем ученого совета К.03.09.01 при Институте черной металлургии НАН Украины, членом докторского совета Д.03.11.02 при Национальной металлургической академии Украины, профессором кафедры «Машины и агрегаты металлургического производства» НМетАУ, где он с 1989г. он читал курс «Машины доменного производства». Не случайно В.И. Большаков являлся академиком Национальной академии наук Украины, Заслуженным деятелем науки и техники Украины и Заслуженным инженером России.

Одним из соратников В.И.Большакова по научной деятельности являлся заведующий отделом термической обработки металла для машиностроения ИЧМ профессор, докт.техн.наук Владимир Васильевич Парусов, который безвременно ушел из жизни 30 августа 2015 года. В.В.Парусов родился 1 ноября 1938 года в г.Никополе Днепропетровской области. С 1961 года, после окончания с отличием Днепропетровского металлургического института, он начал свою трудовую деятельность в Институте черной металлургии, где прошел путь инженера, научного ра-

ботника, заведующего лабораторией, заведующего отделом (с 1996 г.), занимаясь развитием основных положений теории термомеханической обработки проката в потоке производства, основы которой были разработаны его учителем академиком АН УССР К.Ф. Стародубовым.

Научные разработки В.В.Парусова посвящены проблемам термической и термомеханической обработки металла для машиностроения и широкого внедрения научных достижений в производство. Им развита теория термомеханической обработки с прокатного нагрева сортового проката и катанки широкого марочного состава, выявлены новые закономерности влияния термопластической деформации и последующих процессов рекристаллизации аустенита на фазовые и структурные превращения в стали, установлены взаимосвязи этих превращений с процессами окалинообразования и обезуглероживания.



Под научным руководством В.В.Парусова разработаны и освоены технологические процессы термомеханической обработки катанки широкого марочного сортамента на крупнейших металлургических заводах Украины и за рубежом. Отдельную страницу в научной деятельности В.В.Парусова занимают работы на ОАО «Молдавский металлургический завод», где с его участием были успешно решены задачи по освоению производства из рядовой шихты-металлолома металлопродукции ответственного назначения – катанки для производства канатно-пружинной проволоки, металлокорда, легированной сварочной проволоки, катанки для глубокого прямого волочения и катанки под холодную высадку.

За достижения в научной деятельности и активную работу по оказанию помощи металлургическим предприятиям в инновационном развитии В.В.Парусов удостоен ряда наград: Государственной премией УССР (1986 г.); 2-мя серебряными и 3-мя бронзовыми медалями ВДНХ СССР, почетным дипломом ВДНХ УССР; звания «Лучший изобретатель черной металлургии СССР»; премией Международной Инженерной Академии им. Академика К.Ф.Стародубова; Государственной премии Приднестровской Молдавской Республики (2007 г.). В.В.Парусов – автор 8 монографий, свыше 300 научных работ, 54 авторских свидетельств и патентов на изобретения.

Коллектив Института черной металлургии Национальной академии наук Украины помнит и чтит крупный научный вклад В.И.Большакова и В.В.Парусова в развитие научной тематики Института, в реализацию научных разработок в практику металлургического производства, с глубокой благодарностью вспоминает их вклад в научную и общественную деятельность Института.

СОДЕРЖАНИЕ СБОРНИКА
«Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии»
№ 30 (2015 г.)

Общие проблемы Стр.

Бабаченко А.И., Вергун А.С., Тубольцев Л.Г., Гармаш Л.И. Результаты деятельности Института черной металлургии НАН Украины в 2010-2015 годах 3

Тубольцев Л.Т., Бабаченко А.И., Падун Н.И. Характеристика черной металлургии Украины как базовой отрасли экономики (2015 г.) 17

Производство чугуна

Нестеров А.С., Гармаш Л.И., Захарченко В.Н. Современном состояние аглодоменного производства в Украине и пути его совершенствования 27

Товаровский И.Г., Меркулов А.Е. Особенности температурно-концентрационных полей в рабочем пространстве доменной печи при выплавке передельного и литейного чугуна 38

Чайка А.Л., Шостак В.Ю., Сохацкий А.А., Мирошниченко Д.Н., Дементьев В.И. Особенности тепло-газодинамической работы фурменной зоны доменной печи при вдувании в горн пылеугольного топлива и природного газа 45

Чайка А.Л., Лебедь В.В., Жеребецкий А.А., Цюпа К.С., Гоман С.В., Фоменко А.П. Влияние технологии доменной плавки с применением пылеугольного топлива на разгар футеровки и тепловую работу периферийной зоны доменной печи № 4 ОАО «Запорожсталь» 56

Белькова А.И., Степаненко Д.А., Скачко А.С. Интегральный показатель учета температурно-дутьевого режима доменной печи в задачах прогнозирования состава продуктов плавки в конкретных сырьевых и технологических условиях 69

Семенов Ю.С., Муравьева И.Г., Поляков В.Ф., Семыкин С.И., Горупаха В.В., Наследов А.В., Прокопенко П.Г., Сапрыкин Н.М., Хайбулаев А.С. Исследование возможности использования электрических потенциалов в горне доменной печи для оценки теплового состояния 80

Кузнецов А.М., Коваленко А.*Г., Зубенко А.В.,* Горупаха В.*В., Нестеров А.С., Можаренко Н.М., Семенов Ю.С.* Основные положения задувок доменных печей после остановок различной продолжительности 90

Внепечная обработка чугуна и стали

Вергун А.С., Шевченко А.Ф., Кисляков В.Г., Двоскин Б.В. Основные положения технологии десульфурации и дегазации чугуна при обработке его диспергированным магнием, вводимым в расплав в струе газа-носителя 110

Шевченко А.Ф., Вергун А.С., Шевченко А.М., Маначин И.А., Двоскин Б.В. К вопросу применения различных технологий ковшевой десульфурации чугуна 118

Сталеплавильное производство

Чернятевич А.Г., Вакульчук В.В. О повышении эффективности верхней продувки конвертерной ванны 130

Чернятевич А.Г., Юшкевич П.О. Особенности перемешивания конвертерной ванны при верхней и комбинированной продувке 148

Семыкин С.И., Поляков В.Ф., Голуб Т.С., Полякова Я.А. Анализ электрических характеристик конвертерной ванны при плавке стали 162

Семыкин С.И., Голуб Т.С., Семыкина Е.В., Дудченко С.А., Вакульчук В.В. Исследование на физической модели конвертерного процесса особенностей влияния электрических потенциалов на характер разбрызгивания жидкости при продувке сверху 173

Тубольцев Л.Г., Корченко В.П., Семыкин А.И., Падун Н.И. Влияние вариантов технологии кислородно-конвертерной плавки на содержание кислорода в железоуглеродистом расплаве 184

Пиптюк В.П., Прокопенко П.Г., Греков С.*В, Костюк Ю.Б., Андриевский Г.А.* Опробование оборудования для моделирования тепловых процессов обработки расплава на установке ковш-печь 199

Прокатное производство

Горбанев А.А., Токмаков П.В., Раздобреев В.Г., Паламарь Д.Г. Определение предельных скоростей непрерывной высокоскоростной прокатки катанки различного диаметра при использовании редукционно-калибрующего блока 208

Полещук В.М., Бровкин В.Л. Деформированное состояние непрерывного слитка с жидкой сердцевиной на криволинейных МНЛЗ 216

Кузьмичёв В.М., Перков О.Н. Анализ условий работы колесных центров для локомотивов 226

Приходько И.Ю. Дедик М.А., Гогаев К.А., Воропаев В.С., Иценко А.И.. Конечно-элементный анализ параме ов процесса несимметричной прокатки порошка титана 233

Балакин В.Ф., Стасевский С.Л., Добряк В.Д., Угрюмов Ю.Д. Совершенствование горячей пилигримовой прокатки труб за счет управления зазором между гильзой и дорном 245

Металловедение и материаловедение

Бабаченко А.И., Дёмина Е.Г., Кныш А.В., Хулин А.Н., Дементьева Ж.А. Влияние температуры нагрева и содержания углерода на рост зёрен аустенита в углеродистых сталях для производства железнодорожных колёс 260

Бабаченко А.И., Кныш А.В., Кононенко А.А., Пушкаренко Н.В., Шпак Е.А. Выбор температуры нагрева под упрочняющую термообработку микролегированной стали для железнодорожных колес 270

Суховая Е.В., Плюта В.Л., Устинова Е.В. Перспективы использования квазикристаллических сплавов-наполнителей Al–Cu–Fe–Si–B в составе макрогетерогенных композиционных материалов 278

Луценко В.А., Голубенко Т.Н., Луценко О.В. Особенности влияния температуры аустенитизации на величину зерна хромомолибденованадиевой стали 285

Сидоренко О.Г., Бабаченко А.И., Сухой А.П., Ольшанецкий В.Е. Зависимость фазового превращения от соотношения удельных объемов участвующих в превращении фаз 291

Плюта В.Л., Нестеренко А.М., Левченко Г.В., Воробей С.А., Головко В.А. Особенности структурообразования листовых низколегированных сталей при комбинированной термической обработке 300

Тогобицкая Д.Н., Пиптюк В.П., Логозинский И.Н., Левин Б.А., Козачок А.С., Кукса О.В., Лихачев Ю.М. Оптимизация химического состава стали 14Х17Н2 на основе концепции направленной химической связи 312

Бобырь С.В., Нефедьева Е.Е., Лошкарев Д.В. Моделирование и оптимизация процесса отпуска стали 17Х5МА для инструмента горячей деформации 324

Чуйко И.Н. Современные требования к качеству катанки широкого марочного сортамента 332

Перчун Г.І., Самофалова А.О., Кононенко Г.А. Методи визначення балістичної стійкості пластин броні 337

Металлургическое машиноведение

Ващенко С.В., Маймур Б.Н., Петренко В.И., Баюл К.В., Худяков А.Ю., Солодкая Н.А., Прокудина Э.Б. Исследование условий и механизмов формирования прочностных связей в прессовках при брикетировании мелкофракционных шихтовых материалов 343

Историческая рубрика

Муравьева И.Г. 55 лет научно-технической деятельности А. М. Юнакова 358

Бабаченко А.И., Меркулов А.Е., Тубольцев Л.Г. Памяти выдающихся ученых Института 366

Ответственные редакторы разделов сборника и их заместители

Разделы сборника	Ответственный редактор раздела и его заместители
Общие вопросы	д.т.н. А.И.Бабаченко (отв.ред.); д.т.н. А.С.Вергун; к.т.н. Л.Г.Тубольцев
Производство чугуна	к.т.н. А.С.Нестеров (отв.ред.); д.т.н. И.Г.Товаровский; д.т.н. И.Г.Муравьева; д.т.н, проф. С.Т.Плискановский; к.т.н. Н.М.Можаренко;к.т.н, А.Е.Меркулов
Внепечная обработка чугунка и стали	д.т.н. А.Ф.Шевченко (отв.ред.); д.т.н. А.С.Вергун; к.т.н. В.Г.Кисляков
Сталеплавильное производство	д.т.н, проф. А.Г.Чернятевич (отв.ред.); к.т.н. В.В.Пиптюк; к.т.н. С.И.Семыкин
Прокатное производство	д.т.н. И.Ю.Приходько (отв.ред.); д.т.н. С.А.Воробей; к.т.н. Л.Г.Тубольцев
Металловедение и материаловедение	д.т.н. А.И.Бабаченко (отв.ред.); д.т.н, проф. Д.Н.Тогобицкая; д.т.н, проф. Г.В.Левченко; д.т.н, проф. В.З.Куцова; д.т.н. В.А.Луценко
Металлургическое машиноведение	д.т.н. И.Г.Муравьева (отв.ред.); к.т.н. Б.Н.Маймур
Организация научных исследований	к.т.н. Л.Г.Тубольцев (отв.ред.)
Историческая рубрика	к.т.н. Л.Г.Тубольцев (отв.ред.); д.т.н. А.И.Бабаченко; д.т.н. А.С.Вергун

Інститут чорної металургії ім.З.І.Некрасова
Національної академії наук України

Фундаментальні та прикладні проблеми чорної металургії

Збірник наукових праць
Випуск 30
2015 рік

(Російською та українською мовами)

Художній редактор – *Л.Г.Тубольцев*
Технічний редактор – *Л.Г.Тубольцев*
Комп'ютерна верстка – *Ю.И.Сушкина*

Здано до складання 27.11.15 . Підписано до друку 15.12.15.
Формат 84 х 108/32. Ум. друк. арк. 15,3.
Обл.-вид.арк.21,7. Тираж 400.

Типографія «Візіон»
49050, м. Дніпропетровськ, пл. Академіка Стародубова, 1
Свідоцтво про держреєстрацію №04052442 Ю 0021076
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи 60-р

Інститут чорної металургії НАН України
49050, м. Дніпропетровськ, пл. Академіка Стародубова, 1