



УДК 669.1

Заспенко А.С., Мазов М.М., Чмырков К.Ф.

ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского»

Некоторые технологические итоги работы ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского» в 2011 году*

Снижение затрат на производство стали всегда являлось актуальной задачей инженеров-технологов металлургических предприятий, а после кризиса 2008-2009 гг. заставило двигаться в этом направлении существенно быстрее.

Металлургический завод им. Петровского имеет 125-ти летнюю историю. В составе предприятия присутствует коксохимическое, доменное, сталеплавильное и прокатное производства. Технологическая схема производства ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» приведена на рисунке.

В условиях ПАО «Евраз-ДМЗ им. Петровского» за 2011 г. было проведено 39 исследовательских работ, в том числе 4 с привлечением, кроме работников завода, специалистов НМетАУ и ИЧМ**.

По итогам совместной научно-исследовательской работы со специалистами НМетАУ начато промышленное внедрение технологии отсечки первичного конвертерного шлака с помощью специального устройства, что даёт увеличение степени усвоения марганца и кремния на 3,5 и 4,5 %, соответственно, за счёт меньших угаров.

Также со специалистами НМетАУ проведена работа по разработке технологии регулируемой прокатки угловых и швеллерных профилей с целью снижения ресурсозатрат и обеспечения механических свойств проката. В работе исследован температурный режим деформации металла на стане 550. Достигнуты снижение температуры нагрева металла и экономия энергоресурсов. Определена возможность производства проката способом нормализующей прокатки.

В другой работе исследованы режимы эксплуатации прокатных валков на стане 800 и разработаны мероприятия по снижению их расхода. Произведена оценка условий и устройств охлаждения прокатных валков. На основании выявленных недостатков существующих устройств разработана новая конструкция устройства для охлаждения валков.

Совместно с ИЧМ продолжена работа по исследованию технологии наложения электрического потенциала на конвертерную ванну по ходу плавки. Работа проведена на одной компании конвертера № 2. Снижение удельного расхода чугуна на основании статистической обработки результатов

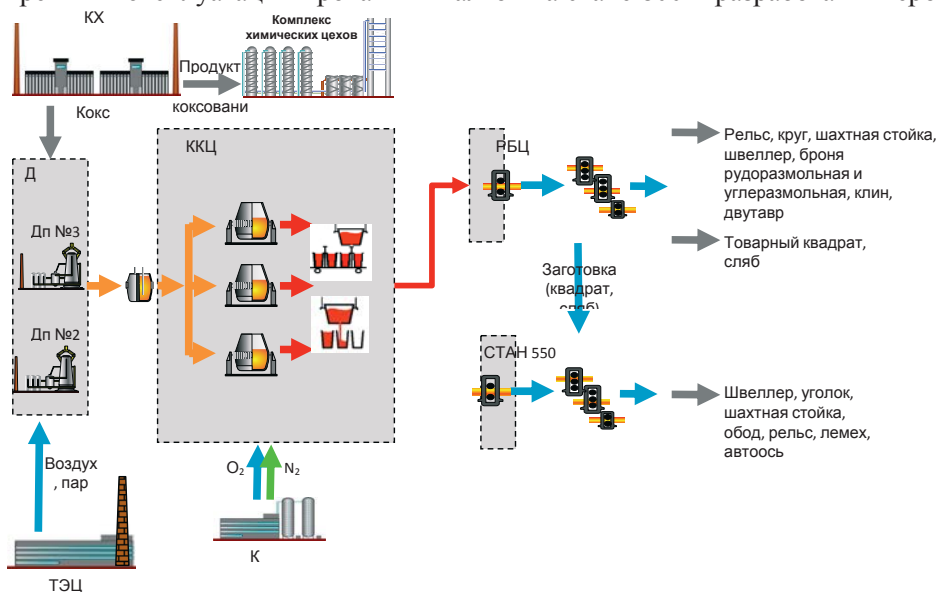


Рисунок. Технологическая схема ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского»

*) В работе принимали участие: С.М. Онацкий, В.И. Шпак, А.В. Шибко, М.В. Краев

**) Руководители работ: Пройдак Ю.С., Бойченко Б.М., Данченко В.Н., Семькин С.И.

опытных плавов составило 2 кг/т стали против плавов, проведенных в сопоставимых условиях, но без наложения потенциала.

В результате перехода на двухстадийную технологию раскисления полуспокойной стали, а также внедрения технологии химической закупорки стали гранулированным алюминием получена экономия марганецсодержащих ферросплавов в количестве 0,2-0,3 кг/т стали и снижены показатели брака по металлу на 1,7 кг/т стали.

Освоена технология с предварительным подогревом стального лома в конвертере, перед заливкой чугуна в конвертер, за счет сжигания отсева коксика. По такой технологии в 2011 г. проведено 37,4 % от общего количества плавов и достигнуто снижение расхода жидкого чугуна на 10-12 кг/т стали.

Внедрена технология использования привозного высококремнистого лома взамен части обычного (около 20-25 % от общего расхода на плавку), с содержанием Si на уровне 10-12 %. В результате исследований, подтверждаемых промышленными результатами, установлено, что расход кремнистого лома в количестве 1 кг/т стали позволяет снизить расход жидкого чугуна на 1,2-1,5 кг/т за счёт экзотермической реакции окисления кремния и, как следствие, дополнительного расхода железосодержащих материалов.

Ранее сообщалось об использовании в ККЦ фурм с двухрядным размещением сопел различных диаметров [1], при использовании которых достигается экономия жидкого чугуна в количестве 10-11 кг/т стали. Производство таких головок двухрядных фурм производится силами предприятия в цельнолитом варианте. Средняя стойкость наконечников составила 480 плавов. С помощью двухрядных наконечников фурм в ККЦ продута 100 % плавов.

За счёт внедрения технологии охлаждения горловины конвертеров водно-воздушной смесью и перехода на изготовление цельнолитой стальной горловины средняя стойкость футеровок в 2011 г. достигла 2410 плавов, т.е. увеличена на 32 % в сравнении с 2010 г. При этом стойкость горловины конвертеров увеличена в два раза.

Проведена опытная компания с применением в шихте конвертеров магнезиального флюса ФМ-1. По итогам опробования флюса ФМ-1 достигнуто снижение расхода дорогостоящих магнезиальных брикетов на 5 %, дополнительная экономия извести - 1кг/т стали.

Широко использовалась технология промежуточного скачивания шлака, что позволило увеличить степень десульфурации расплава на 4,2 % и обеспечить снижение расхода жидкого чугуна на 6-9 кг/т стали за счёт увеличения температуры металла в конце продувки на 10-15 °С [2].

В условиях ФЛЦ проведено исследование по использованию модификаторов чугуна для производства сквозных изложниц. При расходе модификатора 1-2 кг/т чугуна достигнуто увеличение стойкости изложниц на 15-20 наливов, или 18-25 %. Работа в этом направлении продолжается.

Силами технологов прокатного производства разработаны и опробованы несколько схем производства заготовки и проката мерной длины. Выбрана оптимальная схема прокатки и раскря, обеспечивающая максимальную производительность станов с допустимым уровнем дополнительных потерь металла в обрезь и количества задерживаемого на доработку проката. Предложенная схема раскря позволила сократить до нуля количество проката строительного назначения немерной длины, тогда как до внедрения его доля была на уровне 15 %.

На стане 550 отработана технология производства профилей по стандарту EN 10025-2. Откорректирован химический состав стали для обеспечения требуемых механических свойств проката. Оформлена технологическая документация для освоения прокатной продукции.

Разработана временная технологическая инструкция по производству швеллера № 27П по ДСТУ 3436 (ГОСТ 8240-97) новых размеров. Произведена пробная прокатка профиля, разработаны мероприятия по корректировке калибровки прокатных валков.

Освоена технология прокатки круглой заготовки из сталей 70Г и ПТ70СП диаметров 90, 100 и 120 мм для мелющих устройств.

В данный момент проводятся дальнейшие исследования, направленные на снижения расходных коэффициентов производства стали и проката.

Библиографический список

1. Совершенствование конструкций продувочных фурм в конвертерном производстве ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» / Г.В. Бергеман, В.И. Пищида, А.В. Шибко и др. // *Металлург. и горноруд. пром-сть.* - 2011. - № 2. - С. 30-32.
2. Влияние скачивания шлака на показатели работы 60-тонных конвертеров верхнего кислородного дутья / А.В. Шибко, В.И. Пищида, А.С. Заспенко и др. // *Металлург. и горноруд. пром-сть.* - 2011. - № 3. - С. 17-18.



Направления модернизации и технического обновления конвертерного производства стали

Описаны структурные изменения в сталеплавильном производстве, инициированные повышением спроса на высококачественную металлопродукцию и обеспечивающие устойчивые темпы развития черной металлургии.

Ключевые слова: конвертерное производство, фурмы, дутьевые режимы, шлак, огнеупоры, внепечная обработка, непрерывная разливка, качество стали

The structural changes in a steel-smelting production, initiated by the increase of demand on high-quality metallurgical products and providing steady rates of development of ferrous metallurgy, are described.

Общепризнано, что ключевым звеном во всей цепи технологий получения конкурентоспособного металлопроката является сталеплавильное производство. Поэтому для многих заводов мира в последнее десятилетие первоочередной задачей стала реконструкция именно этого передела [1-3 и др.]. Именно в нем закладываются основы прорывного повышения показателей механических, физико-химических, служебных характеристик различных видов металлопродукции и снижения их энергоемкости.

Авторы построили настоящее обобщение, опираясь на результаты внедрения технологий в производство в динамично развивающихся конвертерных цехах мира в последнее десятилетие [4-22], выводы из направленности инвестиций в сталеплавильном производстве [3] и собственных исследований.

Вследствие экономического подъема развивающихся стран Азии, особенно Китая, на мировом и внутреннем рынках металлопродукции развитых стран возрастает спрос на высококачественную сталь, которая первыми не может быть произведена. По этой причине и в связи с назревшими потребностями украинских машино- и судостроения, строительной индустрии приоритетными, как и в России [4], становятся создание и промышленное освоение принципиально новых технологий и видов продукции по следующим направлениям:

1) Энерго-, ресурсосберегающие и экологически безопасные технологии производства металлургической продукции массового объема и назначения: высокопрочных экономнолегированных хорошо свариваемых сталей; хладостойких (в том числе при сверхнизких температурах) низколегированных хорошо свариваемых сталей различного уровня прочности; коррозионностойких азотсодержащих сталей; новых шихтовых материалов, порошков, ферросплавов и легирующих материалов.

2) Технологии производства новых видов сталей и сплавов: теплоустойчивых, жаростойких, малоактивируемых радиационно-стойких сталей и сплавов для энергетического и атомного машиностроения; сталей и сплавов с повышенными служебными свойствами, эксплуатационной надежностью и их стабильностью – материалов с узким интервалом содержания легирующих, предельно низким уровнем вредных примесей, с нестандартной составляющей.

3) Технологии получения металлопродукции из различных видов сталей и сплавов с уникальным комплексом трудносочетаемых свойств: магнитомягких, магнитотвердых, аморфных, биметаллов и термобиметаллов с повышенными эксплуатационными характеристиками для распределительных трансформаторов, электрических машин, агрегатов и приборов общего и специального назначения для энергетики, автомобилестроения, судостроения, авиастроения, железнодорожного транспорта.

Это развитие в мировой и, что уже можно выделить, отечественной практике реализуется следующими путями.

Предварительно подчеркнем, что конвертерный цех завода – юбиляра (ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского») имеет основное преимущество перед другими цехами: – он перерабатывает в количестве до 90 % высококачественную металлошихту – чугуны, иначе – «первородное» железо, в нем практически нет примесей цветных металлов, которые не удаляются при металлургической плавке. Это и наличие высококвалифицированного персонала является серьезным основанием для преобразования знаменитой «Петровки» в завод высококачественной металлургии.

В общем плане модернизация конвертерного производства обеспечивает достижение традиционных целей: повышение качества продукции, снижение издержек производства, увеличение производительности, улучшение охраны окружающей среды, уменьшение градиента температур чередующихся нагревов и охлаждений материалов на разных стадиях передела.

Неотъемлемыми составными элементами современной технологии являются [6]: внепечная обработка чу-

гуна; сочетание верхней кислородной с донной продувкой инертными газами (80% из 656 конвертеров мира) с целью улучшения хода и результатов продувки, обработки плавки перед выпуском; отсечка шлака, чаще всего газодинамическая для уменьшения попадания шлака из конвертера в ковш во время выпуска; автоматизация процесса с использованием вспомогательной фурмы-зонда, а также анализа отходящих газов для точного определения момента повалки конвертера и выпуска плавки без додувки и в ряде случаев без ожидания анализа («прямой выпуск»); система предотвращения выбросов для увеличения выхода годного, совершенствования управления технологическими процессами и обеспечения безопасности персонала; использование специальных моделей, позволяющих прогнозировать различные сценарии работы цеха с позиции минимизации затрат ресурсов и времени на производство и выполнение технологических операций; дифференцированная периклазоуглеродистая футеровка основных агрегатов; вторичная металлургия в ковшах-печах, вакууматорах, промежуточных ковшах; непрерывная разливка стали.

Введенные в строй в последнее время единичные новые конвертерные цехи (Япония, Украина, Китай) располагают всем перечисленным арсеналом технологий, но тем не менее постоянно дооснащаются, как и реконструируемые, наукоемкими нововведениями (или минимально это планируется). Некоторые авторы называют нововведения с заметной долей рекламы «революционными» [3], очевидно, учитывая не только их актуальность, но и достигаемый экономический эффект. Рассмотрим этот вопрос последовательно по стадиям конвертерного передела.

Десульфурация чугуна магнием, широко используемая в Европе и Китае, имеет существенные недостатки: стоимость флюса очень высока и удаление сернистого шлака с поверхности чугуна перед продувкой его в конвертере осуществляется не просто, так как количество шлака небольшое, и он не находится в жидком состоянии. Поэтому например, на 12 металлургических предприятиях Японии (из 16) флюс для десульфурации вводят на механически перемешиваемый чугун, предварительно с помощью моделирования определив целесообразную гидродинамику ковша. Нужных глубин удаления серы достигают использованием дешевого флюса на основе извести, а шлак легко удаляется [3, 8].

Дальнейшее развитие получает процесс дефосфорации чугуна в сравнении с описанными в [6]. Ранее дефосфорацию чугуна проводили высокоосновным шлаком, сформированным вводом флюсов $\text{CaO}-\text{CaF}_2$. Но термодинамический анализ и новые исследования [3] показали, что при обычных температурах чугуна очень низкие концентрации фосфора можно получить при выполнении только одного из следующих двух условий: низкая активность кислорода в шлаке и его высокая основность или, наоборот, высокая активность кислорода при низкой основности. Становится более распространенной обработка низкоосновным шлаком, содержащим высокое количество FeO . Последнее исключает добавки флюорита, что способствует решению экологических вопросов и удешевляет обработку. Дефосфорацию чугуна проводят или в резервном конвертере, или двухшлаковым процессом в работающем, скачивая шлак после дефосфорации и оставляя конечный (после обезуглероживания) в конвертере в качестве флюса для последующей плавки. Управляют содержанием FeO при дефосфорации оптимизированным соотношением интенсивностей верхней продувки кислородом и донного перемешивания. Обнаруженные преимущества: перед дефосфорацией не обязательна десиликонизация; доля скрапа в шихте не уменьшается, так как теплота окисления кремния используется в конвертере; легкая и эффективная рециркуляция конечного шлака. Недостаток: концентрация марганца в стали перед раскислением снижается.

На заводах Китая [7] в составе дефосфоратора чугуна также замещают оксиды железа и кальция конечным конвертерным шлаком в количестве 20 %.

Поскольку десиликонизация чугуна определяется интенсивностью массообменных процессов между оксидами железа и чугуна [6], ее эффективность успешно улучшают на литейном дворе доменного цеха, используя наклонный желоб, оборудованный воронкообразным устройством, которым обеспечиваются высокие скорости циркуляции [9].

Оснащение сталеплавильных лабораторий и цехов новым программным обеспечением позволило с помощью математического и физического моделирования расширить разнообразие конвертерных дутьевых устройств [10-17], главным образом, для повышения производительности и снижения потерь металла при продувке [3, 8, 10-13].

В двух новых конвертерных цехах Японии реализуется интенсивность продувки кислородом $5 \text{ м}^3/\text{т} \cdot \text{мин}$, ее длительность всего 9 мин. Применяют фурмы с двумя типами сопел: три сопла с большими диаметром и углом наклона к вертикали (15°) и три сопла - с равномерным размещением между первыми и на том же диаметре торца наконечника – с маленьким диаметром и углом к вертикали 10° . Размещение устраняет наложение друг на друга реакционных зон, сформированных каждым соплом, и формирование пыли подавляется. Сопла большого диаметра обеспечивают интенсивные рафинирование и перемешивание ванны, а маленькие уменьшают всплески.

Чтобы не уменьшать интенсивность продувки на первой части кампании по футеровке (до 1000-й плавки при общей ее стойкости ~ 4000), пока удельный объем конвертера низок и вероятность выбросов из агрегата высока, используют фурму с пятью соплами (вместо 6) большего диаметра для «жесткой» продувки, а в дальнейшем продувку ведут 6-сопловой фурмой, также увеличив диаметры ее сопел на 12-20 % и в итоге сократив длительность цикла плавки с 32,5 до 31,0 мин [8]. Подобный эффект получен ранее на отечественных заводах

[14], затем – на австрийских [15].

Ожидается повышение производительности конвертеров и улучшение ряда других технологических показателей от использования кислородных фурм со смещенными осями сопел Лаваля относительно их центра [12], сопел специального профиля, создающего пульсирующую продувку [16].

Результаты успешного опробования названной авторами [17] «бесшлаковой» фурмы, в которой внешняя стальная заменена на определенной для каждого конвертера длине медной трубой для уменьшения или даже устранения формирования настыли на поверхности фурмы, следующие: значительно увеличился период между очистками налипшей стали; длительность работы наконечника возросла примерно в 3 раза; производственные простои на очистку от настыли сократились более чем на 95 %; для достижения технологических целей фурма надежно функционирует на высоте меньше номинальной на 44 %.

Большую ясность получили вопросы размещения в днище конвертера донных фурм при комбинированной продувке кислородом сверху и нейтральным газом снизу. Известные работы [10, 15 и др.] однозначны в рекомендациях устанавливать их симметрично на одной окружности вместо принятых ранее эллиптической или зигзагообразной конфигураций, при диаметре фурм ≤ 5 мм. Это обеспечивает интенсификацию перемешивания ванны даже при меньшем расходе нейтрального газа и снижает износ днищ.

На обширном экспериментальном материале получена дополнительная информация о широко распространенной в Японии и испытанной в Китае технологии прямого легирования металла марганцевой рудой в кислородном конвертере [18]. Она обеспечивает степень извлечения марганца из руды на уровне 60-80 % при бесшлаковом процессе, но не экономична при продувке обычного передельного чугуна даже при пониженном содержании в нем серы.

Мы уже подчеркивали [6], что расширяется штатное применение технологий по переработке повышенных расходов скрапа в конвертерах при, соответственно, сниженных затратах чугуна. Их суть мало отличается от разработанных в свое время отечественных технологий [19], сама же замена чугуна ломом снижает энергоемкость стали и трудозатраты на ее производство, повышает количество выплавляемой стали без наращивания объемов выплавки чугуна. Разработки дополнены конструкциями экономных миксеров с индукционными подогревающими чугун устройствами [3], причем нагрев осуществляют в ночное время – ночью тарифы на электричество значительно ниже.

Системы автоматического управления конвертерным процессом на разных заводах заметно отличаются: от полностью автоматизированных до управления отдельными операциями (шихтовкой, расходом кислорода, вводом флюсов и т.д.). Наиболее прогрессивные реализуют «прямой выпуск» стали в момент получения заданного химического состава и температуры, определенного достаточно точными расчетами. Система с погружением сенсорного датчика в конвертерную ванну включает статическую модель расчета шихты, динамическую модель контроля химического состава и температуры металлической ванны в процессе продувки по анализу отходящих газов и прямыми измерениями с помощью сенсорных датчиков, а также модель «прямого выпуска» с определением момента окончания продувки. Модель рассчитывает содержание углерода, марганца и фосфора, сравнивает с результатами прямого измерения датчиками и выполняет корректировку. Специальная модель определяет содержание азота, серы и цветных металлов (Cr, Ni, Mo, Cu). По результатам определений производится «прямой выпуск».

На многих заводах мира в общую систему автоматизации процесса включена автономная система регулирования шлакообразования и предотвращения выбросов по типу системы НМетАУ [20]. Система включает виброметр на кислородной фурме, регистрирующий вибрацию фурмы, отражающую изменение уровня кинетической энергии газа в процессе вспенивания шлака; модель металлургических реакций, которая служит для определения физических свойств шлака и оценки его склонности к вспениванию на основе информации о процессе продувки. На основе обработки информации по этим трем компонентам комплексно оценивают вероятность выбросов. Если она превышает некоторое пороговое значение, система автоматически выбирает параметр управления и реализует его (высота подъема фурмы, расход кислорода на верхнюю продувку, расход газа на донную продувку, масса загружаемых материалов).

Особое место занимает автоматизация процессов непрерывной разливки стали. При этом кроме традиционных элементов автоматизации, в последнее время активно используются контроль появления шлака в стакане сталеразливочного ковша; автоматический пуск машины; контроль и управление уровнем металла в кристаллизаторе; контроль теплового состояния кристаллизатора и предупреждение возможных прорывов; автоматическая настройка конусности кристаллизатора и опорных секций зоны вторичного охлаждения (ЗВО); динамическое управление режимами вторичного охлаждения; контроль конца жидкой фазы и управление обжимными клетями устройства «мягкого обжатия»; контроль процесса разливки, отлитой заготовки, мерной длины, порезки и маркировки.

В настоящее время все системы автоматизации в той или иной степени объединяются в общую систему управления качеством непрерывнолитых заготовок. Цель одна – получение бездефектной продукции.

Надо подчеркнуть, что операционные компьютеры конвертерных цехов вместе с моделями управления обновляются не реже 1 раза в 4 года. Постоянно возрастает точность вычислений в результате расширения возможностей программ и учета новой информации о потерях и запасах теплоты в ходе износа огнеупорной футеровки, изменениях длительности этапов плавки, результатах предыдущих продувок в конвертере, что позво-

ляет уменьшать удельные расходы шихтовых и вспомогательных материалов [13].

В последнее десятилетие в мире и Украине принципиально изменена футеровка конвертеров и более чем на порядок повышена ее стойкость. Главным образом, благодаря использованию периклазоуглеродистых огнеупоров, разбрызгиванию конечного шлака на футеровку и разным видам торкретирования достигнуты рекордные показатели - 25 тыс. плавов (США), 35 (КНР), 8 (Россия), до 5 тыс. плавов (Украина). Работа на отечественных заводах в этом направлении продолжается, дальнейшее повышение стойкости происходит за счет рационального подбора шлакообразующих материалов, модификаторов шлака; огнеупоров с различными свойствами для отдельных зон с обеспечением равномерного износа всей футеровки, торкрет-порошков и масс для горячих ремонтов; внедрения клеевых композиций, применения кассетированных и моноблочных леток.

Из последних новинок следует выделить установку между рядами кирпичей в конической и цапфенной зонах конвертера 1,5-мм алюминиевых прокладок, охлаждение с помощью форсунок воздушно-водяным туманом кожуха конвертера для автоматического регулирования температуры любой его зоны в пределах 250-350 °С, создание периклазоуглеродистых огнеупоров, усиленных нержавеющей стальными нитями, а также применение при производстве огнеупоров безопасных для живой природы связующих веществ.

Существенную роль в повышении стойкости футеровки играют лазерные системы измерения профиля и стенок местного износа огнеупоров, обеспечивающие автоматическое сканирование и выдачу данных об их состоянии для оперативного вмешательства разбрызгиванием шлака или торкретированием.

В повышении стойкости сталеразливочных ковшей с 90-100 до 200 плавов наиболее заметен прогресс, начиная с 2006 г. [21]. Он связан с постепенной заменой алюмопериклазоуглеродистых огнеупоров стен периклазоуглеродистыми с увеличенным содержанием углерода до 8 %, ранее набивное пластинчатое глиноземом днище стали выкладывать алюмопериклазоуглеродистым кирпичом с утолщением в «бойном» месте (куда попадает струя стали при сливе из конвертера), например, в 330-т ковше до 400 мм. При одном за кампанию промежуточном ремонте ковша для обновления пористой пробки и заливки вокруг нее жаропрочного бетона осуществляют также наливку его на частично изношенное «бойное» место. Тогда же выполняют необходимый ремонт шлакового пояса ковша применением торкрет-массы.

Высокая стойкость огнеупорной футеровки предполагает, для исключения остановок вывод на соответствующий уровень всех вспомогательных систем и оборудования конвертера: механического привода, системы фурм, улавливания и очистки конвертерного газа, оборудования для транспортировки стали и шлака. В частности, в США проявлен интерес к внедрению систем с отводом конвертерного газа без дожигания и водяным охлаждением камина под повышенным давлением, уже много лет применяемых в Японии и Европе; добавлено лишь защитное покрытие рабочей поверхности труб камина и модернизирована конструкция последнего.

Мы подчеркивали, что роль вторичной («ковшевой») металлургии в настоящее время высока, как никогда ранее. Ключевая роль отводится выделениям на наноуровне неметаллических избыточных фаз и/или упрочняющих структурных составляющих, формирование которых должно происходить на определенных стадиях обработки стали. В будущем повышение эффективности оценки чистоты металлопродукции будет достигнуто за счет текущего контроля качества на всех стадиях производства стали и корреляции этих данных с конечными испытаниями.

Агрегаты для вторичной металлургии типа ковш-печь с вакуумированием наиболее многопрофильны, в них можно проводить практически всю обработку стали, особенно если предусмотрена возможность скачивания шлака из ковша. Они пригодны для производства всех выпускаемых в настоящее время сталей и легко размещаются в действующих конвертерных цехах. Совершенствование агрегатов направлено, главным образом, на создание условий, способствующих ускорению и углублению хода процессов рафинирования.

Это, в первую очередь, мероприятия, способствующие интенсификации перемешивания металла в ковше. Они необходимы для всех видов внепечной обработки. В ковше-печи и агрегатах циркуляционного вакуумирования они осуществляются за счет совершенствования оборудования для ввода инертного газа, оптимизации расположения продувочных устройств, периода и интенсивности (режима) ввода газа; для агрегатов порционного и циркуляционного вакуумирования - совершенствованием конструкции камеры и патрубков, в агрегатах типа ковш-печь также начинают применять электромагнитное перемешивание, часто в сочетании с продувкой аргоном.

Следует учесть, что на многих зарубежных заводах, учитывая постоянное усложнение сортамента выплавляемых сталей и необходимость достижения чрезвычайно высокого уровня комплекса требований к их качеству и свойствам, считают необходимым иметь в конвертерных цехах набор разных средств и методов внепечного рафинирования – так называемых гибких технологий - для обеспечения решения практически любой задачи.

Крайне важным направлением является создание новых марок сталей, имеющих максимально высокие технологические и эксплуатационные свойства применительно к конкретным изделиям. Следует ожидать, что в ближайшее время будут интенсивно развиваться направления производства высокопрочных сталей, а также сталей с суммарным содержанием вредных примесей S, P, O, N, H ниже 100 ppm.

Вакууматоры типа DH широко используются в вакуумной обработке стали [19]. Однако скорость обезуглероживания в них значительно меньше, чем в вакууматорах RH-типа. Компанией «Nippon Steel» изобретен и

пущен в работу вакууматор нового типа, сочетающий в себе простоту и небольшие затраты на огнеупоры (обработка происходит в обычном сталеразливочном ковше) с преимуществами быстрого циркуляционного вакуумирования [3]. Устройство состоит из одной отсасывающей газы трубы большого диаметра, неглубоко погруженной в сталь, и донной продувки стали аргоном через противоположно расположенную фурму. Восходящий циркуляционный поток большого объема создает на поверхности стали внутри трубы металло-газовую эмульсию, подвергающуюся воздействию вакуумной атмосферы. Процесс также успешно применяется для рафинирования нержавеющей стали.

Также новым является обезуглероживание стали до ультранизких концентраций, удаление водорода и в ряде случаев азота в циркуляционных вакууматорах с подачей кислорода через водоохлаждаемую фурму в вакуумную камеру при так называемом «КТВ-процессе» (Kawasaki Top Blowing). Если принять во внимание уже исследованные возможности дальнейшего повышения эффективности внепечной обработки с использованием способа «КТВ», в том числе вдуванием флюсов через фурму, то можно считать, что способ «КТВ» станет основой для сосредоточения всех функций внепечного рафинирования сталей. В последнее время число таких комплексных агрегатов растет быстрыми темпами. Нам необходимо также учитывать, что в развитых странах с применением различных методов внепечного рафинирования выпускается 80 % сталей (для изделий ответственного назначения).

Реконструкция цехов всегда сопровождается установкой новых конвертерных агрегатов повышенной садки на тех же постах при максимальном использовании существующих фундаментов и с максимально возможным реакционным объемом конвертера. Учет преобладающих ограничений места расположения привел к созданию принципиально новой малогабаритной системы подвески конвертера. Повышение с 5,4 до 6,0 млн. т в год производительности цеха с тремя конвертерами измененной садки от 160 до 180 т одновременно требует его дооборудования новыми системами легирования стали для качественно-улучшенных методов ввода материалов в ковш; системой отсечки шлака с быстро сменяемым рабочим органом; сталеразливочными ковшами повышенной садки; модернизации совков для металлолома, стелевозов и поворотных стенов на машинах непрерывного литья заготовок (МНЛЗ); замены АСУТП, отдельных элементов газоотводящего тракта [22].

Экологические проблемы также решаются нарастающими темпами. Ежегодно заводы дооснащаются пыле- и шламоперерабатывающими печами, внедряются процессы извлечения никеля из пыли и шлама [3]. Используя рентгеновский флуоресцентный анализатор, разделяют пыль и шлак с разными содержаниями цинка. Содержание цинка в пыли резко снижается по истечении 40 % продолжительности продувки. 30-40 % массы всей пыли, то есть пыль первой половины, рециркулируют для извлечения цинка. Остаток (60-70 % пыли) обрабатывают для получения брикетов, которые загружают обратно в конвертер или используют при агломерации железной руды.

Определенное количество конвертерного шлака, в том числе после выдержки в паре под постоянным давлением используют в качестве добавки к минеральным удобрениям. Модифицирование шлака (при ускоренном охлаждении) позволяет использовать его в качестве заменителя портландцемента. Изучается возможность применения сухой грануляции шлака для получения продукта с повышенной потребительской стоимостью, при этом предельно уменьшаются загрязняющие выбросы. В стадии проработки находится вариант приема шлака для грануляции не из шлаковой чаши или шлаковоза, а непосредственно из конвертера, что имеет ряд преимуществ.

Фундаментальные исследования и обширный промышленный материал позволили ведущим научным, проектным и производственным специалистам очертить актуальную комплексную технологию непрерывной разливки стали [23]. Ее концепция такова.

Уровень выхода годного металла, достигнутый на действующих МНЛЗ обычной конструкции, в настоящее время приближается к своему практически предельному значению. Дальнейшие усовершенствования возможны за счет повышения производительности, что обеспечивается увеличением массовой скорости разливки, сокращением числа прорывов металла, а также повышением качества металла при применении управления процессом с использованием ЭВМ.

Ключевыми факторами, определяющими производительность МНЛЗ, являются коэффициент использования МНЛЗ, а также массовая скорость разливки, определяемая произведением сечения на литейную скорость.

В последнее время на МНЛЗ широко используется непрерывная разливка методом «плавка на плавку». Это обусловлено, в первую очередь, надлежащей конструкцией МНЛЗ и вспомогательного оборудования, например, устройством для смены погружных стаканов, автоматическим изменением ширины кристаллизатора и т.д.

В настоящее время, учитывая достигнутый уровень технологии, следует подчеркнуть, что продолжительность серийной разливки ограничивается не конструкцией МНЛЗ, а марочным сортаментом или наличием разливаемой стали.

Частоту прорывов металла, являющихся основным риском при непрерывной разливке, можно существенно уменьшить за счет применения систем предсказания прорывов, которые основываются на данных измерения температур термопарами на различной высоте кристаллизатора. Такие системы часто используют на слабовых МНЛЗ, а на блюмовых и сортовых заготовках применяют значительно реже.

Важное значение в технологии имеет промежуточный ковш, который рассматривается не только как емкость для распределения жидкой стали по ручьям, но и как рафинировочный агрегат. В настоящее время разработана методика моделирования внутренней полости ковша, размещения в ней различного рода перегородок, фильтров, гасителей, которые в значительной степени способствуют оптимальной организации потоков жидкой стали, перемещению неметаллических включений и их ассимиляции покровным шлаком. Большое значение с точки зрения качественных показателей имеет увеличение емкости промежуточных ковшей (до 50-60 т). С технологической точки зрения также интерес представляют подогрев, рафинирование и возможное долегиrowание жидкой стали в промежуточном ковше, защита стали от вторичного окисления.

Наиболее существенную роль в технологическом процессе разлиwки выполняет кристаллизатор. Являясь первичным звеном кристаллизации заготовки, он во многом определяет ее качество, а именно поверхность, первичную структуру, геометрию. В последние годы вместо массивных горячекатаных плит со сверленными каналами для охлаждающей воды для слябовых и блюмовых МНЛЗ применяют тонкостенные кристаллизаторы из холоднодеформированных медных сплавов с фрезерованными каналами.

При реконструкции старых и строительстве новых МНЛЗ используют и такие традиционные технические решения, как регулирование конусности и ширины кристаллизатора в процессе разлиwки. Учитывая то, что узкие стенки слябового кристаллизатора изнашиваются быстрее широких, разработана система быстрой замены узких стенок непосредственно на рабочей площадке МНЛЗ.

Механизм качания кристаллизатора рессорного типа с гидравлическим приводом для слябовой МНЛЗ, в отличие от применяемых рычажных электромеханических, обеспечивает высокую точность траектории и соответствие заданному режиму, реализуя при этом различные законы качания, в том числе синусоидальный, трапецеидальный, пилообразный, что позволяет уменьшить амплитуду качания кристаллизатора до 3-5 мм, а частоту до 300-400 качаний в мин. Эксплуатация нового механизма позволяет значительно уменьшить размеры следов качания на поверхности сляба, полностью ликвидировать поверхностный дефект сляба «трещина по следам качания», исключает перекосы кристаллизатора и отклонение его от технологической оси МНЛЗ.

Значительный арсенал новых решений и усовершенствований относится к ЗВО. При этом в обязательном порядке должен быть выдержан температурно-скоростной режим разлиwки. С целью обеспечения определенного уровня температуры поверхности и сердцевины заготовки разработаны и эксплуатируются широкодиапазонные водовоздушные форсунки для охлаждения непрерывнолитой заготовки водовоздушным туманом, оригинальные конструкции смесительных узлов и коллекторов ЗВО при разлиwке слябов и крупных блюмов.

Опорная зона МНЛЗ претерпевает усовершенствование в каждом конкретном случае отдельно. Общими критериями являются: жесткость конструкции, обеспечивающая точность оси в пределах $\pm 0,5$ мм; ограничение деформации роликов на слябовых МНЛЗ за счет применения роликов с промежуточными опорами, а выпучивания слябов – за счет уменьшения диаметра роликов и, таким образом, расстояния между ними; увеличение длины бочки роликов на блюмовых МНЛЗ и вынос подшипниковых узлов из горячей зоны, что обуславливает повышение стойкости подшипников, работоспособности ролика и снижение дефекта блюма «ликвационные полосы».

Однако, наиболее существенным достижением является создание конструкции и технологии мягкого обжатия заготовок с неполностью затвердевшей сердцевиной. Четко установлено, что наибольший эффект обжатия достигается при количестве твердой фазы в твердожидком состоянии в пределах 0,2-0,8. Разработан алгоритм управления процессом обжатия сляба с незатвердевшей сердцевиной, используемый в системе АСУТП мягкого обжатия. При работе МНЛЗ с применением мягкого обжатия рабочая скорость вытягивания сляба увеличена с 0,50-0,55 м/мин до 0,65-0,70 м/мин. При входе конца жидкой фазы в тянушеобжимные клетки по разработанному алгоритму увеличивается давление в гидроцилиндрах прижатия валков. В результате этого уплотняется сердцевина, выдавливаются ликваты и дробятся дендриты, улучшается структура осевой зоны сляба.

Традиционно решаются вопросы изготовления и применения шлакообразующих смесей (ШОС) для промежуточных ковшей и кристаллизаторов, как правило, собственными силами предприятий с использованием местных компонентов составляющих ШОС. Разработана концепция выбора оптимальных составов гранулированных ШОС.

Важным этапом в развитии технологии непрерывной разлиwки является применение автоматизированных систем контроля качества, т.е. систем для получения «бездефектных непрерывнолитых заготовок», что важно при применении энергосберегающей технологии «горячего посада», а особенно получении металлопродукции на литейно-прокатных модулях (ЛПМ).

Особо следует отметить перспективность низкотемпературной технологии непрерывной разлиwки стали, которая лишена основных недостатков существующей технологии и предусматривает:

- поддержание температуры в объеме расплава с точностью ± 5 °C и хорошую жидкотекучесть при минимальном перегреве над линией ликвидус;
- минимальную продолжительность прохождения расплава от сталеразливочного ковша до кристаллизатора через закрытые огнеупорные трубы;
- высокопроизводительный процесс непрерывной разлиwки стали методом «плавка на плавку» в кристаллизаторах, сохраняющие контакт с оболочкой слитка;
- применение технологии производства непрерывнолитых заготовок, обеспечивающей возможность их

горячего посада перед прокаткой.

Все это относится к традиционным МНЛЗ, и в этом контексте несколько слов следует сказать о комбинированных МНЛЗ, которые в значительной степени способствуют увеличению производительности и расширению возможностей МНЛЗ при сохранении их компактности. Комбинированные МНЛЗ (сляб-блум) позволяют не только сокращать капитальные затраты, но и сокращать потребности в площадях и обслуживающем персонале.

Вариантов конструктивного решения комбинированных МНЛЗ может быть множество, однако цель преследуется одна – организация производства широкого размерного сортамента с минимальными капитальными и эксплуатационными затратами.

Традиционно процесс получения качественных листов, лент и сортового проката связывали с высокими степенями обжатия металла по толщине. Однако успехи, достигнутые при внепечной обработке чугуна и стали, обеспечивающие получение чистого по сере и фосфору металла с хорошо усредненным составом и температурой в объеме сталеразливочного ковша, а также реализация систем и способов регулирования температуры и уровня жидкого металла в промежуточных ковшах и кристаллизаторах, в сочетании со средствами защиты разливаемой стали от вторичного окисления, привели к исключению стадий инспекции качества поверхности и абразивной зачистки литых заготовок и переходу на подачу в нагревательные устройства прокатных станов горячих заготовок или к процессу их прямой прокатки. Разливку и прокатку объединяют в единые литейно-прокатные модули [24-26].

К настоящему времени ведущими зарубежными фирмами предложены и совершенствуются различные концепции и разработано достаточно много компоновок ЛПМ. На мини-заводах применение ЛПМ позволяет обеспечить снижение капитальных и текущих затрат, энерго- и материальных ресурсов, затрат на обслуживание оборудования и его эксплуатацию, резко ускорить время выполнения заказов потребителей.

Например, удачной признана в мире разработка фирмы SMS-«Schloemann-Siemag» (Германия) для отливки тонких (40-50 мм) слябов с 30 % обжатием в конце зоны затвердевания на МНЛЗ и последующей совмещенной прокаткой на четырехклетевом чистовом тандем-стане. Наличие обжимной клетки в линии МНЛЗ позволило значительно сократить металлургическую длину установки. Использование метода легких обжатий непрерывнолитых слябов по толщине в зоне завершения процесса затвердевания жидкой сердцевины снижает степень развития осевой сегрегации.

Создание МНЛЗ с подвижным кристаллизатором ленточного и роликового типа, приведших к реализации отливки заготовок толщиной 10 мм с удовлетворительным состоянием поверхности, привело к полному отказу от стадии горячей прокатки и созданию схем холодной прокатки тонких непрерывнолитых заготовок. Причем непрерывная разливка стали и сплавов в заготовки тонких сечений, близких к сечению готовой продукции, позволяет получать металл с однородной и тонкой структурой, не уступающий холоднокатаному.

Анализ наиболее интересных и перспективных ЛПМ, как построенных и находящихся в эксплуатации, так и на стадии разработки показывает, что однозначного заключения о применимости в будущем агрегатов только одного типа быть не может. В настоящее время выработаны определенные критерии по оценке эффективности размещения или дооборудования металлургических предприятий различной мощности в зависимости от наличия сырья, топлива, расстояний до потребителя, наличия трудовых ресурсов и др. Сумма этих критериев определяет перспективу как супергигантов металлургии, так и мини-заводов. В будущем свое место найдут как традиционная технология непрерывной разливки и последующей прокатки, так и технология литья заготовок, близких по размерам к готовой продукции. В целом в XXI веке в распределении долей рынка происходит сдвиг в сторону новых технологических процессов.

Заключение

Наметившиеся устойчивые темпы изменения структуры сталеплавильного производства в описанных направлениях, сопровождаемые повышением спроса на продукцию машино- и приборостроения, электротехники и авиастроения, гарантируют успешное развитие экономики страны и ее базовой отрасли – металлургии.

Библиографический список

1. Бойченко Б.М., Низяев К.Г., Стоянов А.Н., Синегин Е.В. Тенденции развития сталеплавильного производства Украины // В кн. «Труды XI Конгресса сталеплавыльщиков». - М.: Черметинформация, 2011. – С. 110-116.
2. Обухов В.М., Шарилов В.М., Дерябин Ю.А. Общие вопросы комплексной реконструкции сталеплавильного производства // Сталь. – 2010. - № 7. – С. 38-43.
3. Shin-ya Kitamura. Development of the Japanese steel refining technology in these 15 years // Proceedings 6th European Oxygen Steelmaking Conference. – Stockholm. – 2011. – Programme №. JS-3 (12 pages).
4. Бродов А.А., Штанский В.А. Прогноз основных направлений модернизации в черной металлургии России // В кн. «Труды XI Конгресса сталеплавыльщиков». - М.: Черметинформация, 2011. – С. 24-31.
5. Шахпазов Е.Х., Зайцев А.И., Родионова И.Г. Ключевые направления развития металлургической технологии по обеспечению растущих требований к уровню, стабильности свойств и эксплуатационной надежности массовых высококачественных сталей // В кн. «Труды XI Конгресса сталеплавыльщиков». - М.: Черметинформация, 2011. – С. 37-51.

6. Бойченко Б.М., Низяев К.Г., Стоянов А.Н. Новые технологии конвертерных процессов // *Металлург. и горноруд. пром-сть*. – 2010. - № 7. – С. 9-13.
7. Zhaoping Chen, Ximming Xia, Yingtie Xu. LD slag recycle in hot metal dephosphorization pretreatment process // *Proceedings 6th European Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 1-02 (12 pages).
8. Takanari Endo, Takao Nakagiri, Tatsuo Kanai a.o. Increase of BOF Productivity at Kashima's № 2 Steelmaking Plant // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 2-14 (10 pages).
9. Yu-ichi Uchida, Seiji Nabeshima, Yasuo Kishimoto a.o. Effective Desiliconization Method with Strong Mixing of Agent in Swirling Flow of Hot Metal // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 1-03 (10 pages).
10. Haysler Apolinario Amoroso Lima, Bruno de Assis Mourao and Roberto Parreiras Tavares. Physical Modeling of BOF COMBINED blow // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 1-14 (8 pages).
11. Breno Totti Maia, Leandro Miranda Nashimento, Jose Eduardo Mautone Barros, Marcelo de Souza Lima Guerra, Roberto Parreiras Tavares. Mathematical simulation of blow through supersonic nozzles // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 1-13 (12 pages).
12. Breno Totti Maia, Jairo Atila Alvarenga, Rafael Fernandes Reis, Roberto Parreiras Tavares. Effects of the use of twisted nozzles on jet-bath interaction and on mixing time in a BOF TOP blow converter // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 1-12 (16 pages).
13. Yu Miyamoto, Takashi Fujita. Reduction of specific consumption of auxiliary materials by improvement of calculation models for BOF blowing // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 1-10 (12 pages).
14. Бойченко Б.М., Низяев К.Г., Стоянов А.Н., Чайка Д.В., Кекух А.В., Писаренко В.Г., Бельгер О.И. Изучение влияния изменения в различные периоды кампании конвертера параметров наконечника кислородной фурмы на показатели процесса // *Новини науки Придніпров'я*. – 2008. - № 1-2. - С. 49-50.
15. Wolfgang Höfer, Ewald Auberger, Reinhard Apfelterer, Reinhard Exenberger, Klaus Ebner. Converter vessel exchange at voestalpine Stahl GmbH in Linz // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 2-01 (8 pages).
16. Явойский А.В., Хисамутдинов Н.Е., Белов В.В., Бекетов И.В., Исупов Ю.Д., Пузырев Ю.А. Универсальная фурма для кислородных конвертеров // *Сталь*. – 2011. - № 8. - С. 24-28.
17. Ismar A. Sardinha. Slagless lance recent results at BOF steel plants have shown a better flexibility in oxygen blowing // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 2-08 (12 pages).
18. Zhaoping Chen, Wei Xiong, Xiaofang Jiang, Guangqiang Li, Yingtie Xu. Kinetic model of manganese ore direct alloying at BOF // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 1-08 (10 pages).
19. Баптизманий В.И., Бойченко Б.М. *Металлолом в шихте кислородных конвертеров*. – М.: *Металлургия*, 1982. – 136 с.
20. Величко А.Г., Баптизманий В.И., Бойченко Б.М., Антонец В.Д. Вибрационный контроль динамики обезуглероживания на конвертерах различной садки и способов подачи дутья // *Металл и литье Украины*. – 1995. - № 9. – С. 6-9.
21. A. Smith. Improvement in steel ladle performance at the Tata Steel Europe BOS plant in Port Talbot // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 2-13 (10 pages).
22. Gerald Wimmer, Helmut Lechner, Peter Wimmer, Jens Kluge, Wolfgang Hoefer. A new converter vessel suspension and its first application at voestalpine Stahl Linz, Austria // *Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference*. – Stockholm. – 2011. – Programme № 2-16 (13 pages).
23. Паршин В.М., Воронов В.Ф., Куклев А.В., Ларин А.В., Айзин Ю.М. Базовые решения в развитии технологии и оборудования непрерывной разливки стали в России // В кн. «Труды десятого Конгресса сталеплавателей». - М.: Черметинформация, 2009. – С. 645-651.
24. Перевалов Н.Н., Филимонов М.А. Современные тенденции развития непрерывной разливки, связанные с приближением сечения литых заготовок к сечению готового проката // *БНТИ Черная металлургия*. - 1996. - № 3. – С. 18-42; № 4. – С. 19-28.
25. Салганик В.М., И.Г. Гун, Карандаев А.С., Радионов А.А. Тонкослябовые литейно-прокатные агрегаты для производства стальных полос. – М.: Издательство МГТУ, 2003. – 506 с.
26. Коновалов Ю.В., Дубина О.В., Кекух А.В., Маншилин А.Г. Сортовые литейно-прокатные модули // *Металл и литье Украины*. – 2004. - № 8-10. – С. 19-27.





УДК 669.162.1

Чистяков В.Г. /к.т.н./

НМетАУ

Муха А.А.

ООО «Юркомцентр»

Панченко О.А., Нестеренко М.С.

ПАО «ДМК им. Дзержинского»

Долженко В.И.

ДонНИИЧермет

Исследование эффективности использования связующей добавки при производстве окускованного сырья

Рассмотрено влияние связующей добавки на показатели качества агломерата. В лабораторных и промышленных условиях подтверждено повышение восстановимости агломерата при введении связующей добавки. Ил. 1. Табл. 2. Библиогр.: 3 назв.

Ключевые слова: агломерат, связующая добавка, повышение восстановимости

Улучшение качества доменной шихты остается важнейшим резервом повышения экономичности производства чугуна. Основным направлением по улучшению этого показателя является повышение содержания железа в шихте, оптимизация гранулометрического состава, уменьшение колеблемости химсостава и основности шихты, повышение восстановимости окускованного сырья. Одним из путей повышения восстановимости окускованного сырья является ввод в шихту полимерсодержащей добавки.

Во многих аглоцехах предпринимались попытки улучшения качества окомкования агломерационной шихты путем ввода в нее небольшого количества связующих добавок [1, 2]. С 2003 г. на Михайловском ГОКе (Россия) при производстве окатышей используется полимерное связующее. Опыт этого предприятия показал положительное влияние полимерного связующего на качественные характеристики окатышей и перспективность данного направления [3].

В НМетАУ в лаборатории подготовки сырья были проведены исследования влияния полимерного связующего производства ООО «Юркомцентр» на качество агломерата. В процессе работы были выделены два периода: базовый, где агломерат спекали по обычной технологии и опытный, когда в шихту для окомкования исходных материалов вводили 0,04 % связующего. В результате проведенных исследований было установлено, что ввод в шихту связующего приводит к повышению прочности агломерата (с 81,6 до 86 %) и выходу годного (содержание фракции +10 мм), а также увеличению удельной производительности аглоустановки (с 1,07 до 1,54 т/м²ч). Определение восстановимости двух партий агломерата проводилось на термогравиметрической установке в потоке водорода. Из анализа данных следует, что восстановимость опытного агломерата выше, чем базового и на отрезке 20 минут разница в степени восстановления составляет 8 %. Использование такого агломерата в доменной печи должно привести к уменьшению расхода кокса на 20-30 кг на тонну чугуна.

С целью проверки полученных результатов в ноябре 2011 г. в аглоцехе № 2 ПАО «ДМК им. Дзержинского» были проведены опытно-промышленные испытания полимерного связующего при производстве агломерата. В период проведения испытаний производился забор железорудной смеси с железорудного штабеля массой 25165 т, рудная часть (аглоруда + концентрат) штабеля состояла из 100 % концентрата.

Испытания проводились на агломашине № 12. В период проведения испытаний «связующее» с помощью насосов дозаторов, подключенных к трубопроводу подачи воды, вместе с водой подавалось в смесительные барабаны №№ 23 и 24. Расход «связующего» составлял 3,9 кг/т агломерата. Расход воды для окомкования аглошихты в смесительных барабанах: № 23-3,2 м³/ч и № 24-4,4 м³/ч.

Испытания проводились в два периода: «базовый» - окомкование аглошихты производилось по принятой технологии и «опытный» - окомкование аглошихты с использованием «связующего» и воды.

Определение гранулометрического состава агломерата методом ситового анализа, производилось в подбункерном помещении ДП № 9. Определение гранулометрического состава окомкованной аглошихты производилось в пробораделочной мастерской на сите с размером ячейки 5x5 мм.

Во время проведения опытно-промышленных испытаний для определения степени влияния различных факторов на работу агломашин снимались показания диаграмм работы агломашин (скорость спекательных тележек, разрежение в коллекторе и температура отходящих газов).

Пробы железорудной смеси для определения химического состава отбирались в потоке. Химсостав железорудной смеси представлен по двум периодам в табл. 1 и 2.

В период проведения опытно-промышленных испытаний произведен анализ показателей работы агломерационной машины № 12 по двум периодам.

Показатели работы агломерационной машины № 12 имеют незначительные отклонения между периодами. Скорость спекательных тележек агломашин по периодам не изменялась и составляла 2,0 м/мин, температура отходящих газов перед эксгаустером в опытном периоде увеличилась на 3,3 °С, разрежение в коллекторе

© Чистяков В.Г., Муха А.А., Панченко О.А., Нестеренко М.С., Долженко В.И., 2012 г.

Таблица 1. Химсостав железорудной смеси в базовом периоде

Дата	Время	Проба	CaO	SiO ₂	MgO	Fe	Al ₂ O ₃
27.10.2011	10:56:47	8386	8.18	9.46	1.27	55.6	0.47
27.10.2011	12:59:44	8387	7.01	9.00	1.29	57.3	0.49
28.10.2011	8:58:41	8413	9.18	9.20	1.40	54.2	0.58
28.10.2011	10:58:17	8414	9.45	9.15	1.42	53.8	0.50
Среднее			8.46	9.20	1.34	55.22	0.51

Таблица 2. Химсостав железорудной смеси в опытный период

Дата	Время	Проба	CaO	SiO ₂	MgO	Fe	Al ₂ O ₃
27.10.2011	14:55:47	8388	7.46	9.33	1.20	56.4	0.50
27.10.2011	16:57:05	8389	6.65	9.35	1.12	57.3	0.53
28.10.2011	12:59:32	8415	7.90	9.20	1.41	55.9	0.51
28.10.2011	14:59:50	8416	7.45	9.38	1.28	55.6	0.52
Среднее			7.37	9.32	1.25	56.30	0.51

снизилось на 32 кгс/м², высота спекаемого слоя аглошихты составляла 380 мм.

Для определения гранулометрического состава окомкованной аглошихты отбор проб производился непосредственно на агломерационной машине № 12 с загрузочного устройства. Были отобраны четыре пробы окомкованной аглошихты в «базовом» периоде и четыре пробы в «опытном» периоде. Отобранные пробы доставлялись в приборазделочную мастерскую для определения гранулометрического состава.

Для определения массовой доли гранул более 5 мм окомкованную шихту рассеивали на ситах 5 х 5 мм, затем взвешивался надрешеточный и подрешеточный материал.

В период проведения испытаний содержание фракции более 5 мм в окомкованной аглошихте в «базовом» периоде изменялось от 13,42 до 31,93 %, в опытный период от 16,76 до 28,15 %.

Для определения механической прочности отбор проб агломерата производился на механическом пробоотборнике, после чего отобранная проба доставлялась в приборазделочную мастерскую для проведения испытаний. Испытания проводились во вращающемся барабане.

В первый день проведения испытаний в «базовом» периоде прочность агломерата на «удар» ухудшилась на 3,5 % («базовый» период – 68,0 %, «опытный» период – 64,5 %), в то же время прочность на «истирание» улучшилась на 2,4 % («базовый» период – 8,2 %, «опытный» период – 5,8 %). На второй день проведения испытаний прочность агломерата на «удар» улучшилась на 0,5 % («базовый» период – 75,2 %, опытный период – 75,7 %), прочность агломерата на «истирание» улучшилась на 0,4 % («базовый» период – 4,8 %, «опытный» период – 4,4 %).

В первый день проведения испытаний в «базовом» периоде содержание массовой доли фракции менее 5 мм в «готовом» агломерате составило 11,5 %, в «опытном» периоде улучшилось на 0,6 % и составило 10,9 %.

Для определения восстановимости агломерата в лабораторных условиях были отобраны пробы агломерата.

Испытания проводили с тремя образцами агломерата: первый образец – агломерат отобран в базовом периоде, второй и третий образец отобраны в опытный период.

Определение восстановимости партии агломератов проводилось на термогравиметрической установке в потоке газа-восстановителя (водород). Получены следующие результаты:

Агломераты, отобранные в «опытном» периоде, имеют степень восстановления: № 1 – 70 % и № 2 – 60 %; агломерат, отобранный в «базовом» периоде – 55 %, т.е. опытные агломераты имели большую степень восстановления (рисунок).

Выводы

1. В «базовом» периоде, по сравнению с «опытным» периодом, технологические показатели работы агломерационной машины имели незначительные отклонения. Температура отходящих газов перед эксгаустером в «опытном» периоде увеличилась на 3,3 °С, разрежение в коллекторе снизилось на 32 кгс/м². Скорость спекательных тележек агломашин и высота спекаемого слоя не изменялись и составляли 2,0 м/мин и 380 мм, соответственно.

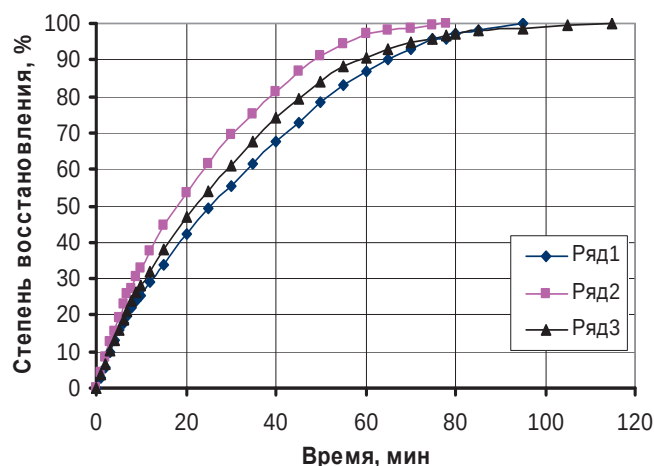


Рисунок. Определение восстановимости агломератов: Ряд 1 – базовый агломерат; Ряд 2 – опытный агломерат № 1; Ряд 3 – опытный агломерат № 2

2. Качественные показатели агломерата в базовом и опытом периодах изменялись незначительно и в большей мере зависели от содержания влаги в шихте, которая изменялась в широких пределах.

3. Агломераты, полученные с применением полимерного связующего, имеют степень восстановления 60-70 %, а агломерат, отобранный в «базовом» периоде, - 55 %. Использование в доменной печи агломерата с повышенной восстановимостью приводит к уменьшению расхода кокса на 4 кг на тонну чугуна на каждый 1% повышения восстановимости.

Библиографический список

1. Вегман Е.Ф. Теория и технология агломерации. - М.: Металлургия, 1974. – 288 с.
2. Бондаренко В.Д., Зюзь В.Г., Пастушенко З.З. и др. Исследование параметров процесса спекания агломерационных шихт, обработанных поверхностно-активными веществами // Теория и практика металлургии. - 2010. - № 1-2. - С. 11-13.
3. Усольцев Д.Ю. и др. Эффективность использования бентонито-интерполимерных композиций при производстве железорудных окатышей // Сталь. - 2006. - № 6. - С. 10-12.



УДК 622.785

Ягольник М.В. /к.т.н./, Бойко М.М. /к.т.н./,

Полякова Н.В. /к.т.н./, Вылупко Е.Е.

Национальная металлургическая академия Украины

Кривоносов С.А.

ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»

Оценка качества железорудных брикетов, содержащих углерод

Рассмотрена возможность использования технологии вибропрессования для производства углеродсодержащих железорудных брикетов из отходов металлургических производств. Исследовано влияние содержания цемента и колошниковой пыли на прочность брикетов. Сделан вывод о целесообразности использования полученных брикетов в доменном производстве. Ил. 1. Табл. 2. Библиогр.: 5 назв.

Ключевые слова: железорудные брикеты, вибропрессование, углерод, отходы, прочность

Процесс брикетирования мелких руд и концентратов был изобретен задолго до агломерации, причем, широкое распространение технологии брикетирования на металлургических предприятиях сдерживалось низкой производительностью аппаратов прессования. В последние годы ситуация несколько изменилась, на заводах черной металлургии появилась необходимость утилизации пылевидных отходов в связи с повышением экологических норм и экономией природных ресурсов [1]. Одним из направлений утилизации отходов металлургических предприятий является производство брикетов для доменного процесса. Актуальнее всего для доменной плавки производство брикетов с примесью твердого топлива, в том числе с использованием технологии вибропрессования [2, 3].

В связи с этим целью исследования является определение влияния добавки твердого топлива на свойства брикетов, полученных по технологии вибропрессования, а также установление технологических параметров прессования и состава шихтовых материалов для получения углеродсодержащих брикетов, которые отвечают требованиям доменного производства.

В качестве сырьевых материалов использовали смесь доменного и конвертерного шлама, колошниковую пыль и цемент. Химический состав шихтовых материалов приведен в табл. 1.

Подготовленную шихту для брикетов загружали в пресс-форму, которую располагали на вибростоле, где уплотнение проводилось действием вибрации с частотой 50 Гц и амплитудой 0,35 мм, с одновременным действием нагрузки сверху 0,027 МПа.

После вибростола полученные брикеты выдерживали в пресс-форме в течение 1 суток. Далее брикеты вынимали из формы, и они набирали прочность на протяжении 27 суток при нормальных условиях, после чего измеряли их прочность.

Результаты исследований. Состав шихты для изготовления брикетов, а также их конечная прочность приведены в табл. 2. Влияние содержания цемента и колошниковой пыли на прочность брикетов на сжатие представлено на рисунке.

Основными факторами, определяющими прочность брикетов, являются содержания цемента, фракционный состав наполнителя и тип наполнителя. Материалы, которые использовались при брикетировании (большую часть из которых составляет смесь шламов), имеют крупность менее 3 мм. В связи с этим средняя прочность брикетов во всех исследованиях составляла не более 250 кг/брикет. Это гораздо меньше, чем, например, прочность брикетов, полученных из окалина, крупность которой 5-7 мм.

Углерод по своей природе ухудшает прочность материалов на цементной связке, однако тенденции по

Таблица 1. Химический состав шихтовых материалов

Материал	Содержание в материале, %								
	SiO ₂	CaO	MgO	Al ₂ O ₃	Fe _{общ.}	FeO	Fe ₂ O ₃	C	в.п.п.
Смесь шламов	1,8	36,16	1,87	1,38	15,88	6,05	16	-	34,94
Колошниковая пыль	9,94	10,4	1,16	1,31	37,98	7,11	46,43	20,7	21,98
Цемент М-400	26,43	58,6	4	5,03	-	-	2,6	-	-

Таблица 2. Состав брикетов и их конечная прочность

№	Содержание в шихте, %			Прочность, кг/брикет
	Цемент	Колошниковая пыль	Смесь шламов	
1	8	0	92	180
2	10	0	90	230
3	12	0	88	251
4	8	10	82	81
5	10	10	80	98
6	12	10	78	235
7	8	20	72	131
8	10	20	70	126
9	12	20	68	205
10	8	30	62	57
11	10	30	60	153
12	12	30	58	257

снижению прочности брикетов в нашем случае не наблюдалось. Это связано с тем, что углеродсодержащим компонентом была колошниковая пыль, крупность частиц которой до 5 мм, что способствовало сохранению прочности брикетов при повышенном содержании углерода за счет увеличения количества крупной фракции 3-5 мм.

Для использования углеродсодержащих брикетов в доменном производстве они должны отвечать ряду требований [4, 5], среди которых основные прочность на раздавливание не менее 150 кг/брикет и линейные размеры не более 40 мм. Этим требованиям отвечают полученные по предложенной технологии брикеты следующего состава, %: смесь шламов 58, колошниковая пыль 30, цемент 12.

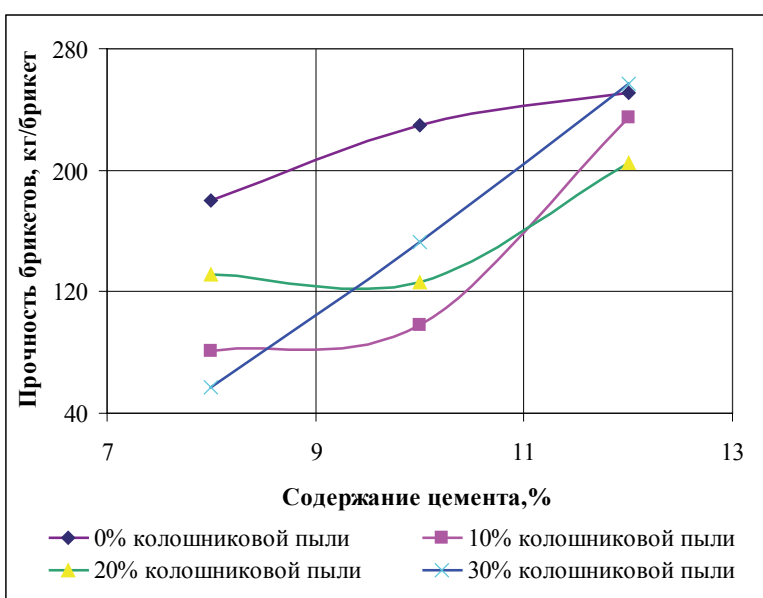


Рисунок. Зависимость прочности брикетов от содержания цемента и колошниковой пыли

Выводы

Таким образом установлено, что предложенные брикеты могут использоваться в доменном производстве. Это позволит частично заменить железорудные материалы, флюс и кокс, а также значительно увеличить объем переработки металлургических отходов.

Разработаны технологические режимы производства углеродсодержащих брикетов из отходов металлургических производств. Установлен состав шихты для получения брикетов по технологии вибропрессования, отвечающих требованиям доменного производства.

Библиографический список

1. Велецкий Р.К., Каненко Г.М. Перспективы работ по использованию отходов производства // Сталь. – 1999. – № 12. – С. 75-77.
2. Новая технология брикетирования металлургических отходов / В.А. Осипов, Л.В. Миронова, В.А. Гостенин и др. // Сталь. – 2005. – № 3. – С. 88-89.
3. Исследование прочности брикетов из прокатной окалины / Д.А. Ковалев, А.П. Поповская, М.В. Ягольник // Наукові вісті. Сучасні проблеми металургії. – Т. 12. – Дніпропетровськ: НМетАУ, 2010. – С. 100-107.
4. Курунов И.Ф., Щеглов Э.М., Кононов А.И., Большакова О.Г. и др. Исследование металлургических свойств брикетов из техногенного и природного сырья и оценка эффективности их применения в доменной

плавке // БНТИ Черная металлургия. – 2007. – № 12. – С. 39–48.

5. Белкин А.С., Юсфин Ю.С., Курунов И.Ф. Использование железокосковых брикетов на цементной связке в доменной плавке // Металлург. – 2003. – № 4. – С. 39–41.



УДК 669.1: 622.788.36

Ягольник М.В. /к.т.н./, Шмат К.В.

НМетАУ

Захарченко В.Н. /к.т.н./

Объединение предприятий «Металлургпром»

Свириденко Ж.В. /к.т.н./

Гипопрот

Механохимия в подготовке металлургического сырья

В представленной информации показано влияние тонкого измельчения на свойства сырьевых материалов для производства окатышей и агломерата и эффективность их использования в процессах окискования. Ил. 4. Библиогр.: 1 назв.

Ключевые слова: механохимия, диспергирование, сырьевые материалы

Интерес к определению закономерностей влияния способов подготовки сырьевых материалов на формирование свойств окатышей и агломерата как в низкотемпературных условиях, так и при нагреве не сокращается. Применение тонкого измельчения - диспергирования на этапах подготовки может служить способом, в значительной степени изменяющим их физико-химические свойства. Под влиянием комплексного воздействия факторов данного процесса (ударных сил, трения, температуры и времени нахождения в агрегате) в материалах происходят значительные изменения. Вопросами, связанными с явлениями, возникающими при механической обработке твердых тел, занимается новая область науки – механохимия, а сам процесс диспергирования твердых тел называется активированием. Механохимические явления совмещают в себе два неотделимых друг от друга аспекта – появление новых физико-химических свойств вследствие образования мелкодисперсных частиц, обладающих повышенной энергией, и второй – химические реакции, возникающие в момент обработки вещества под влиянием происходящих при этом физических процессов. Влияние механохимической обработки на вещество можно сравнить с применением тепла, света, ионизирующей радиации, электрических полей, то есть активирование является одним из методов физического стимулирования аналитических процессов. При сравнении данного метода с нагреванием, наряду с аналогией, наблюдаются отличия. Нагревание твердого тела приводит к возбуждению всех узлов кристаллической решетки. Механическая обработка может перевести в возбужденное состояние только часть их. Кроме того, разная скорость протекания реакций. Термическое разложение происходит при медленном подъеме температуры. При механической обработке имеет место импульсный подъем температуры в местах контактов трущихся тел, за которым следует быстрое охлаждение. Следствием этого может быть отсутствие вторичных процессов, имеющих место при термическом распаде, и возникновение закалки первичных продуктов, образовавшихся на начальной стадии процесса.

Железосодержащие материалы являются основными составляющими агломерата и окатышей. Флюсы и твердое топливо используют в качестве добавок. Несмотря на значительно меньшее, по сравнению с основным компонентом, количество флюсов, представленных в исходных шихтах известняком и известью, их роль в процессе окискования трудно переоценить. Регулирование свойств может стать способом управления формированием структуры и качества получаемого продукта на всех этапах технологии. В поиске заменителя бентонитовой глины, применяемой при производстве железорудных окатышей в качестве связующей добавки исследовали влияние диспергирования на изменение структуры, химического состава и вяжущих свойств карбоната кальция, оксида кальция и их смеси, известной у строителей под названием карбонатная известь. Диспергирование проводили в лабораторном виброистрателе. Результаты определения вещественного состава исходных и диспергированных материалов позволили установить развитие активного взаимодействия извести с влагой воздуха с образованием Ca(OH)_2 с последующим снижением содержания $\text{CaO}_{\text{св}}$. В составе карбо-

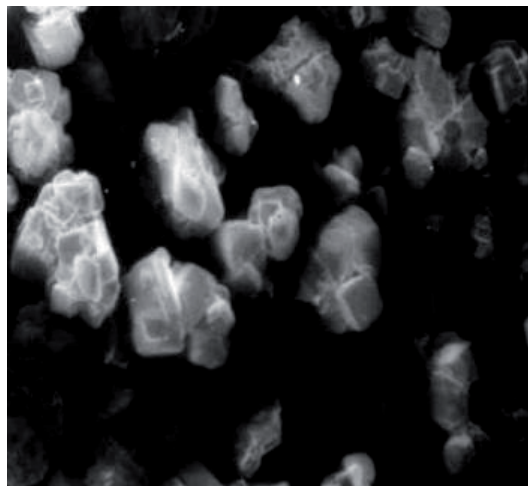


Рис. 1. CaCO_3 до измельчения

ната кальция зафиксировано появление $\text{CaO}_{\text{св}}$ в количестве 1,0 %. В смеси наблюдалось значительное снижение содержания $\text{CaO}_{\text{св}}$ с 18,01 до 15,37 %. Указанные вещества превратились в двух- и трехкомпонентные системы - $\text{Ca}(\text{OH})_2 \cdot \text{CaO}$ в случае извести, $\text{CaO} \cdot \text{CaCO}_3$ в карбонате и $\text{Ca}(\text{OH})_2 \cdot \text{CaO} \cdot \text{CaCO}_3$ в смеси. На фотографиях микроструктур исследуемых материалов до и после диспергирования (рис. 1, 2, 3) показаны изменения формы и цвета частиц CaCO_3 (см. рис. 3), которые по своей форме и окраске соответствовали частицам извести (см. рис. 2), подтверждая развитие процесса декарбонизации. Значительно возросла удельная поверхность. У извести с 4200 до 8000 $\text{см}^2/\text{г}$, карбоната с 1000 до 6550 $\text{см}^2/\text{г}$, смеси до 9900 $\text{см}^2/\text{г}$. Изменились плотность и активность при взаимодействии с молекулами воды. Температура гидратации извести снизилась с 112 до 100 °С, карбоната и смеси повысилась с 19,5 до 21 °С и с 70 до 72 °С соответственно. Изменилась длительность данного процесса. Для извести с 3,3 до 15 мин, карбоната с 20,5 до 15 мин и смеси с 5,0 до 2,8 мин. Показатели максимальной молекулярной влагоемкости возросли: с 14,8 до 18 % у извести, с 4,3 до 6,3 %, у карбоната и с 9,4 до 11,3 % смеси.

В смеси оксида кальция извести с карбонатом кальция сформировались высокие вяжущие свойства. Прочность брикетов составила 160 Н/бр. против 86 Н/бр. до диспергирования. Процесс формирования структуры брикета из карбонатной извести показан на рис. 4.

Полученные результаты позволили использовать данный материал в качестве связующей добавки вместо бентонитовой глины в окатышах КЦГОКа. Испытания данного способа подготовки флюсов прошли успешно и на ПГОКе. Впервые за время существования данного комбината основность окатышей была повышена до 0,6-0,8 отн.ед. против существующей 0,10-0,15 при высоких показателях качества готового продукта. Применение данного связующего флюса при окомковании шихт с сернистыми концентратами способствует удалению серы при низких температурах, препятствуя образованию сульфатов, обеспечивая таким образом обжиг окатышей при 1260 °С вместо 1350-1400 °С.

Использование диспергированной извести низкого качества в агломерационной шихте вместо высококачественной позволило увеличить скорость процесса спекания на 30 %, выход годного на 9-11 %, снизить показатели истеряемости агломерата на 28 %, при полном усвоении оксида кальция и сокращении расхода топлива на 20 %. Использование активирования флюса при подготовке сырьевых материалов к окускованию позволяет управлять не только их свойствами, но и процессами смешивания, окомкования и спекания и, как следствие, качеством конечного продукта. Исследование влияния диспергирования на подготовку пылеугольного топлива показало, что в антрацитовом штыбе содержание углерода активно снижается. Чем длительнее процесс, тем потери больше, при одновременном повышении термостойкости углеродсодержащих соединений. У жирного угля проявилась тенденция к повышению содержания углерода и снижению термостойкости его соединений. В пробах кокса снижения массовой доли углерода не наблюдалось. Термостойкость углеродсодержащих соединений возросла. Полученные данные влияния процесса диспергирования на состав и свойства углей могут стать критерием формирования состава пылеугольных смесей целевого назначения. Изучение и применение механохимических закономерностей процесса диспергирования материалов и их смесей позволяет программировать формирование качества продукта на всех этапах технологического процесса [1].

Библиографический список

1. Свириденко Ж.В. Теоретические основы управления качеством металлургического сырья. Учеб. пособие. – Днепропетровск: НМетАУ, 2009. – 150 с.



Рис. 2. Оксид кальция

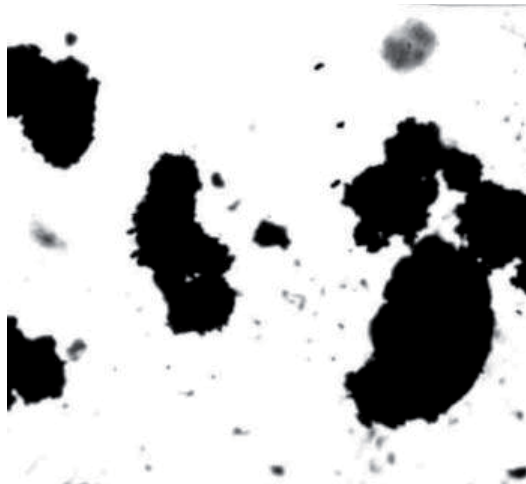


Рис. 3. CaCO_3 после измельчения

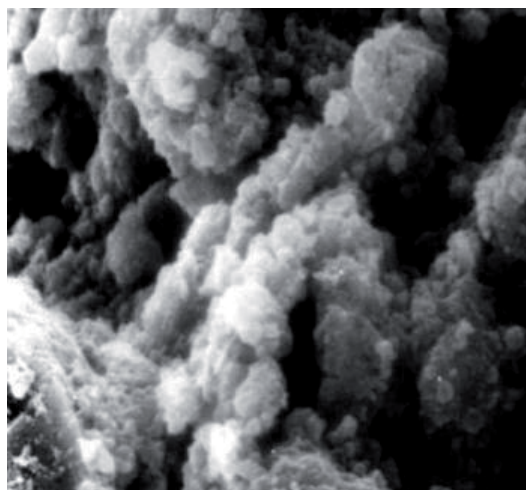


Рис. 4. Брикет из карбонатной извести ув. 5400 крат

УДК 669.622.722.36

Ягольник М.В. /к.т.н./, Шмат К.В.

НМетАУ

Захарченко В.Н. /к.т.н./

Объединение предприятий «Металлургпром»

Свириденко Ж.В. /к.т.н./

Гипопром

Обогащение железосодержащих отходов

В статье представлены результаты разработки технологии обогащения и подготовки замасленной окалины прокатного производства для использования в качестве металлургического сырья в процессах получения металла. Ил. 3.

Ключевые слова: замасленная окалина, обогащение, реструктуризация

В отвалах металлургических предприятий систематически накапливаются железосодержащие отходы различного происхождения. К ним относятся шламы, в числе которых сильно замасленная окалина прокатного производства. Результаты химического анализа состава данного вида отходов показали наличие 57,5 % железа общего, которое распределено в виде оксидов следующим образом: Fe_2O_3 48,8 %, Fe_3O_4 26,4 %; С = 11,0 %, влаги - 2,8 % и ~ 10,0 % органических летучих соединений.

Возврат отходов с таким количеством железа в процесс получения металла имеет большое экономическое и экологическое значение. Однако использовать эти отходы в металлургическом производстве без предварительной подготовки невозможно. Структура замасленной окалины представляет собой смесь двух фаз - твердой минеральной и жидкоподвижной органической. Минеральная фаза состоит из оксидов двух- и трехвалентного железа. Органическая фаза относится к смазкам, применяемым в технологических процессах при наличии трения. Отделяющиеся от трущихся металлических поверхностей частицы дисперсны и обильно покрыты веществом, обладающим высокой вязкостью. Процесс смазывания трущихся поверхностей и отделение от них тонкодисперсных частиц металла происходит под влиянием механических нагрузок. Технологические условия обуславливают принудительное взаимопроникновение органики и оксидов железа. В результате образуется однородная смесь, свойства которой отличаются от свойств исходных составляющих. Получаемая масса черного цвета подобна пластилину, измельчить или разрыхлить которую практически невозможно. В данной связи возникают трудности с точным дозированием и равномерным распределением этого материала в любой шихте существующими способами. Исследование влияния температуры нагрева на разложение соединений, содержащих молекулы углерода, показало, что при 350-400 °С из исходного материала выделяется 2,8 % углерода, при 600 °С - 5,0 % и при 950 °С - 3,14 %.

Предварительная сушка данного вида замасленной окалины при 100-120 °С способствовала изменению состава и прочности углеродсодержащих соединений. После сушки анализ материала на содержание углерода в выделяющихся летучих веществах при нагреве в указанных выше температурных зонах показал значительное изменение в распределении массы данного компонента. Максимальный выход углерода, в количестве 13 %, зафиксирован при температуре 950 °С. Можно предположить, что в результате создавшихся условий повышение термостойкости углеродсодержащих соединений произошло за счет возникновения новообразований, температура разложения которых находится в пределах 900-950 °С, например, карбидов железа.

Проявление магнитных свойств у замасленной окалины отсутствует. Органическая вязкая структура, покрывая поверхность металлических частиц, блокирует магнитные колебания, снижая их силу до минимума. Данный вид отходов представляет не простую механическую смесь двух компонентов, а комплексное минерально-органическое соединение, физическое разделение составляющих ча-



Рис. 1. Исходный материал

стей которого практически невозможно. Несмотря на привлекательность данного вида отходов по содержанию железа, трансформирование указанной структуры в дисперсную проблематично. В то же время получение рассыпающейся массы из этого вязкого и влажного материала, содержащего железо в количестве, соответствующим железным концентратам, для эффективности его использования имеет большое значение.

Авторы в качестве реактивного вещества для реструктуризации замасленной окалины использовали активированные оксидофлюсовые композиции, обладающие связующими свойствами. Введение в исходный материал 20 % активированной флюсовой добавки, содержащей свободные оксиды кальция и магния в незначительном количестве, эффективно повлияло на процесс отделения металлических частиц от органической массы. Процесс оказался быстротечным. За 4-5 мин перемешивания произошла реструктуризация вязкопластичной структуры в сыпучую массу. В полученном продукте проявились магнитные свойства. Реструктуризованная окалина поддавалась дозированию и легко распределялась в массе компонентов шихты любого состава. Фактически был получен новый продукт, в составе которого содержание железа общего составило 46,0 %, $\text{CaO}_{\text{общ.}}$ - 11,5 %, C - 10,4 %. Кроме того, наличие активированного флюса в сочетании с магнитными свойствами обосновывало возможное проявление связующих свойств.

Образцы исходного и реструктуризованного материалов представлены на рис. 1 и 2, соответственно.

Шихту из концентрата ЮГОКа с добавкой полученного обогащенного продукта в количестве, соответствующем степени офлюсования 1,2 без дополнительных связующих веществ подвергли окомкованию в лабораторном грануляторе. Процесс формирования зародышей окатышей развивался активно, их ростом можно было управлять.

Гранулы, образованные концентратом с обогащенной окалиной, приведены на рис. 3.

Прочность сырых окатышей диаметром 10-12 мм при сбрасывании с высоты 500 мм составила 3-4 раза. Определение термостойкости сырых окатышей было проведено путем выдержки их при температуре 350 °C в течение 5 и 30 мин. Первые 5 мин нагрева сопровождались выделением летучих веществ. Однако на состояние структуры гранул это не повлияло. На поверхности не было даже трещин. Прочность при раздавливании составила 70 Н/ок.

Выводы

- использование активированного флюса позволило получить из вязкопластичной массы замасленной окалины реструктуризированный сыпучий материал;
- новый продукт на основе оксидов железа содержит оксиды кальция, углерод и обладает связующими свойствами;
- разработанный способ позволяет из сложных по качеству отходов прокатного производства получить высокосортное сырье для возврата в процесс производства металла.

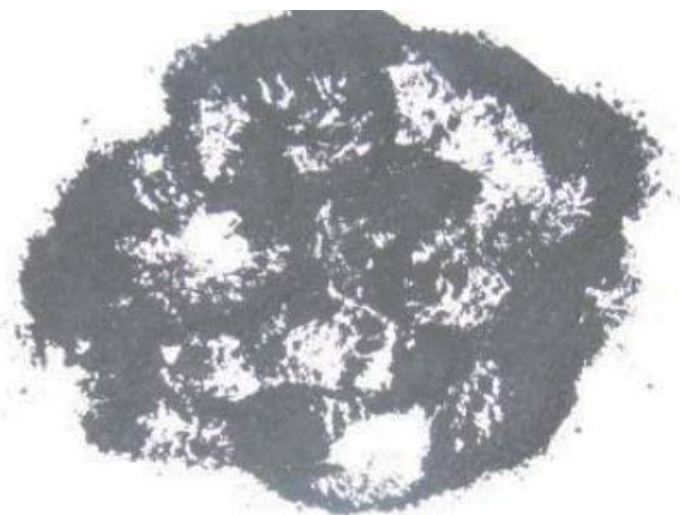


Рис. 2. Порошок после реструктуризации сильно замасленной окалины



Рис. 3. Гранулы, образованные концентратом с обогащенной окалиной

Повышение энергоэффективности нагрева доменного дутья

Рассмотрены вопросы повышения энергоэффективности нагрева доменного дутья при модернизации воздухонагревателей в период их капитального ремонта. Предложено заменить существующую насадку с каналами Ø 41 мм на насадку с каналами Ø 30 мм и горизонтальными проходами. Для нагрева компонентов горения целесообразно использовать систему утилизации теплоты отходящих дымовых газов. Библиогр.: 5 назв.

Ключевые слова: воздухонагреватель, энергоэффективность, температура дутья, насадка, теплообменники

We consider the issues of energy efficiency of blast heating in the modernization blast stoves during their renovation. It is proposed to replace the existing checkers from channels Ø 41 mm with the checker channels Ø 30 mm and horizontal passes. For the heating of combustion components is advisable to use heat waste gases recovery system

Keywords: blast stove, energy efficiency, the blast temperature, checker, heat exchangers

Введение

Удельный расход кокса, характеризующий энергоэффективность доменного производства, в значительной степени зависит от уровня температуры дутья, который определяется конструкцией воздухонагревателей, режимами их эксплуатации и сроком службы.

Энергоэффективность является приоритетным направлением для черной металлургии Украины, одним из важных факторов обеспечения конкурентоспособности ее продукции на мировом рынке.

Постановка и решение задачи

Нагрев доменного дутья требует системного подхода для решения проблем от проектирования воздухонагревателей до их эксплуатации. При усовершенствовании режимов сжигания топлива необходимо рассматривать вопросы как экономии топлива, так и повышения стойкости кладки и снижения вредных выбросов в окружающую среду. Увеличение кампании воздухонагревателей приводит не только к уменьшению инвестиций, но и к экономии удельного расхода кокса.

Повысить энергоэффективность нагрева дутья можно как за счет строительства новых блоков воздухонагревателей, например, с купольным отоплением, так и модернизации существующих аппаратов. Последний способ не требует значительных инвестиций, и его можно осуществить в период капитальных ремонтов воздухонагревателей.

При модернизации можно использовать следующие мероприятия:

- замена насадки с каналами Ø 41 мм на насадку с каналами Ø 30 мм и горизонтальными проходами;
- применение 2^х зонной насадки, состоящей только из динаса и шамота;
- использование керамических горелок и системы автоматической коррекции горения топлива;
- установка системы утилизации теплоты отходящих дымовых газов.

Основными недостатками воздухонагревателей со встроенной камерой горения являются значительный температурный перекося (250-300 °С) по горизонтальному сечению насадки, что приводит к неэффективному использованию поверхности нагрева, снижению средней температуры дутья и стойкости насадки. Сплошные вертикальные каналы насадки могут заплываться или забиваться осколками кирпичей. Поэтому частичное перекрытие ячеек насадки приводит к исключению из теплообмена каналов по всей высоте, что вызывает резкое увеличение газодинамического сопротивления и требует преждевременной остановки воздухонагревателя на ремонт.

Разработана новая конструкция насадки с горизонтальными проходами [1]. При использовании такой насадки с каналами Ø 30 мм увеличивается поверхность нагрева на 22 %, что дает возможность использовать три аппарата вместо четырех. При этом неравномерность распределения газов по сечению насадки значительно снижается. Горизонтальные проходы не только включают в работу засорившиеся каналы, но и увеличивают на 5 % поверхность нагрева и на 10-15 % – коэффициенты теплоотдачи конвекцией, что связано с образованием вихревых зон в пересечениях вертикальных и горизонтальных каналов [2].

При замене насадки целесообразно использовать 2^х-зонное ее расположение. Верхняя часть насадки выкладывается из динаса на высоту, обеспечивающую минимальную температуру 730-750 °С, а затем применять шамот типа ШВ-37. При этом необходимо исключить из употребления шамот ШВ-28, так как он имеет низкую

механическую прочность при наличии значительных (0,3-0,5 МПа) статических нагрузок.

Качество сжигания топлива и концентрация вредных веществ в уходящем дыме в значительной степени определяются конструкцией топливосжигающих устройств. На воздухонагревателях со встроенной камерой горения, в основном, используют металлические горелки типа «труба в трубе», создающие короткий факел (6-8 м). Поэтому в нижней части камеры горения (в районе штуцера горячего дутья) наблюдаются максимальные температуры и статические нагрузки, что и является основной причиной низкой ее стойкости.

На ДП-3 ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского» используется единственная в Украине керамическая горелка с отдельной подачей газа и воздуха (проект ГП «Укрگیпромез»), обеспечивающая более качественное сжигание газа за счет улучшения перемешивания компонентов горения в горелке и по длине камеры горения. Максимальная температура смещается в ее среднюю часть, где статические нагрузки меньше. Полнота сжигания топлива в керамической горелке лучше, поэтому содержание СО в уходящих дымовых газах более чем в два раза меньше, чем при использовании металлической горелки.

Для повышения качества сжигания топлива в доменных воздухонагревателях завода также используют автоматическую коррекцию горения по содержанию O_2 в отходящем дыме. В этом случае поддерживается оптимальная концентрация O_2 , что обеспечивает экономию топлива и снижение вредных выбросов (CO , NO_x) в окружающую среду.

При отоплении воздухонагревателей природно-доменной смесью предлагается исключить природный газ, а его химическую теплоту заменить физической теплотой нагрева доменного газа и воздуха горения. Для этого необходимо установить систему теплообменников для утилизации теплоты отходящих дымовых газов, имеющих температуру 250-280 °С. Первый опыт использования такой системы утилизации теплоты осуществлен на ДП-2 ПАО «МК «Запорожсталь» [3]. Через 3,5 г. ее эксплуатации обнаружено разрушение металлической трубочки теплообменника для нагрева воздуха, основной причиной которого является низкотемпературная сернокислотная коррозия [4].

Разработана новая схема системы теплообменников, исключающая разрушение теплообменников [5]. В этом случае дымовые газы перемещаются внутри трубок, а доменный газ (воздух) эти трубы омывает снаружи. Весь поток дымовых газов, поступающий на теплообменники, делится на два расхода: основной, который направляется на вход первой секции, и другой, вспомогательный, поступает на вход третьей секции со стороны входа холодного теплоносителя. Это позволяет увеличить температуру дымовых газов в этой секции, которая наиболее склонна к коррозии.

Кроме этого, датчик температуры на выходе из третьей секции электрически связан с дросселем, который регулирует количество «свежих» дымовых газов, поступающих на вход этой секции.

Выводы

В период капитальных ремонтов воздухонагревателей рекомендуется производить их модернизацию с выполнением следующих мероприятий:

- замена насадки Ø 41 мм на насадку Ø 30 мм с горизонтальными проходами;
- использовать керамическую горелку с автоматической коррекцией горения по содержанию O_2 в отходящих дымовых газах;
- применять двухзонную насадку вместо трехзонной с использованием динаса и шамота марки ШВ-37. Исключить использование шамота ШВ-28;
- оборудовать блок воздухонагревателей системой теплообменников для нагрева компонентов горения.

Библиографический список

1. Патент 38746 Україна. Насадка доменного повітрянагрівача. / Грес Л.П., Малишев І.Р., Троян В.Д., Макоткін В.В.; від 12.01.2009, Бюл. № 1. – С. 3.
2. Грес Л.П., Быстров А.Е., Иващенко Л.В., Высочин В.А. Оценка эффективности каналов в насадке с горизонтальными проходами доменных воздухонагревателей // Изв. вузов Черная металлургия. – 2011. - № 8. – С. 40-44.
3. Грес Л.П. Высокоэффективный нагрев доменного дутья: Монография. – Днепропетровск: Пороги, 2008. – 492 с.
4. Грес Л.П., Кривченко Ю.С., Карпенко С.А., Еремін А.О. Исследование системы отопления доменных воздухонагревателей с утилизацией теплоты отработанных дымовых газов. – III Международный конгресс по агло-коксо-доменному производству, 04-08.10.2010, Ялта. – С. 175-181.
5. Карпенко С.А., Стасевский С.Л., Степаненко А.Н., Заславский В.С. и др. Система утилизации теплоты отходящих газов воздухонагревателей доменных печей в проектах ГП «Укрگیпромез» // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2012. - № 1. – С. 103-104.



УДК 622.7:622.785.6

Руденко Н.Р. /к.т.н./, Мусиенко К.А. /к.т.н./, Руденко Р.Н.

Днепропетровский ГТУ

Определение разрушающих нагрузок на гранулы агломерационной шихты в сыпающемся и поднимающемся объемах

Определена величина разрушающих нагрузок на гранулы шихты при их движении в барабане. Установлено, что предельно-допустимые напряжения, способствующие разрушению гранул, движущихся в сыпающемся слое, в два раза выше, чем в поднимающемся. Усовершенствована конструкция барабана-окомкователя, позволяющая формировать прочные гранулы в узком диапазоне их крупности. Результаты исследований могут быть использованы при проектировании новых и реконструкции старых барабанов-окомкователей. Ил. 3. Библиогр.: 5 назв.

Ключевые слова: окомкование, гранула, загрузка, спекание, производительность

Determined by the value of destructive loads on pellets of the charge as it moves in the drum. Found that the maximum allowable stress, contributing to the destruction of grains moving in a poured layer, two times higher than in the rising. Improved design of the drum-pelletizers which produces solid pellets in a narrow range of sizes. The research results can be used in designing new and reconstructing old drum-pelletizers.

Keywords: pelletizing, pellet, download, sintering, performance

Введение

В последнее время в связи с увеличением доли мелкодисперсных материалов в аглошихте наметилась тенденция к увеличению габаритов окомковательных агрегатов. Так для комплектации агломашины типа МАК-600 конструкторами разработан окомкователь ОБ1-4,2'24. Несмотря на эффективность данной конструкции окомкователя, при окомковании шихт с повышенной долей концентрата замечено образование значительного количества не только мелких фракций (менее 0,003 м), но и крупных (более 0,007-0,010 м), что в первом и во втором случаях отрицательно сказывается на газодинамическом режиме спекания шихты [1].

Анализ исследований и публикаций

Известно, что эффективность работы окомкователей зависит от таких факторов, как конструкция барабанов, предварительная подготовка компонентов шихты и различных добавок, интенсифицирующих процесс окомкования, время обработки шихты, которое в свою очередь зависит от угла наклона барабана и скорости его вращения.

Так, авторы [2, 3], изучая процесс окомкования в цилиндрическом барабане, отмечают значительное сцепление между материалом и стенками агрегата на начальных участках барабана, движение в режиме переката средней его части и движение с проскальзыванием в конце барабана, где гранулы катятся вдоль оси. Модель движения частицы в барабане, предложенная авторами, сводится к тому, что частица считается материальной точкой. При вращении барабана частица из нижнего положения попадает в верхнее, и затем скатывается по слою материала и перемещается вдоль оси барабана.

Предположение о проскальзывании шихты в конечной части барабана, с нашей точки зрения, маловероятно, так как гарнизаж способствует проявлению фрикционных сил, а дискретное обрушение шихты хорошо объясняется теорией, выдвинутой Пузановым В.П. [4], о наличии в аглошихте структурных комплексов, характеристика которых зависит от гранулометрического, вещественного состава и других факторов.

Постановка задачи

Цель настоящей работы – исследование структуры слоя материала, движущегося в поперечном сечении окомкователя, определение величин предельно-допустимых напряжений в гранулах шихты при грануляции и совершенствование конструкции барабана-окомкователя.

Результаты исследований

При движении аглошихты в окомкователе гранулы подвергаются воздействию различных разрушающих нагрузок, главными из которых являются ударные. Расчет ударных нагрузок в практике осложнен необхо-

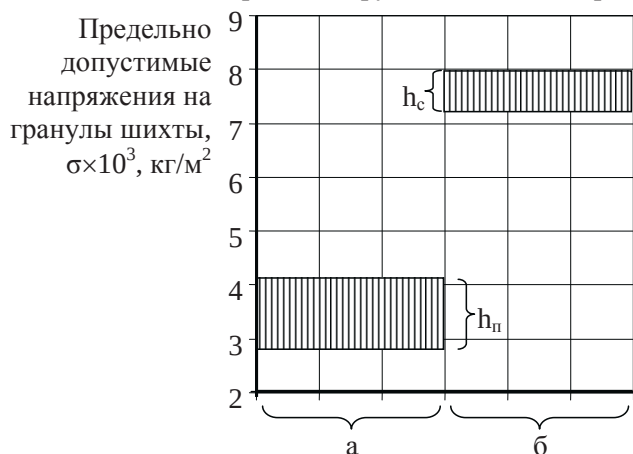


Рис. 1. Предельно-допустимые напряжения в гранулах шихты в поднимающемся (а) и сыпающемся (б) слоях

димостью учета дополнительных степеней свободы и фактора рассеивания энергии.

В полученной зависимости (1), позволяющей определять предельно-допустимые напряжения в гранулах, приняты допущения, что максимальные ударные нагрузки возникают на линии перехода материала из зоны ссыпания в зону откатывания (точка перегиба плоскости ссыпания), а нагрузки в других зонах равны нулю

$$\sigma = \frac{\eta \cdot B'_c \cdot \gamma (V_B^2 + g \cdot R \cdot \sin \alpha_n)}{\Pi_L \cdot R}, \quad (1)$$

где η – пористость ссыпающегося потока; B'_c – толщина сегмента в точке перегиба плоскости; γ – насыпная масса материала; V_3 – линейная скорость вращения барабана радиусом R ; $g = 9,8 \frac{H}{KZ}$; α_n – центральный угол перегиба плоскости ссыпания; n_o – площадь поперечного сечения движущегося объема материала.

На рис. 1 приведены результаты расчетов предельно-допустимых напряжений в гранулах, движущихся в ссыпающемся и поднимающемся слоях. Расчетами установлено, что в поднимающемся потоке шихты (рис. 1, область а) величина предельно-допустимых напряжений на гранулы составляет $(2,8-4,2) \cdot 10^3 \text{ кг/м}^2$, а в ссыпающемся слое (рис. 1, область б) – $(7,4-8,0) \cdot 10^3 \text{ кг/м}^2$.

То есть гранулы шихты при окомковании преимущественно разрушаются в ссыпающемся потоке шихты. Следовательно, уменьшение отношения $\frac{h_c}{h_n}$ способствует улучшению качества окомкования за счет уменьшения степени разрушения гранул в ссыпающемся потоке.

Данное заключение было положено в основу усовершенствования конструкции барабанного окомкователя путем установки во внутренней его полости устройства для упрочнения гранул [5].

Исследования эффективности работы предлагаемой конструкции окомкователя были выполнены в лабораторных условиях. Для окомкования использовали модель барабанного окомкователя ОБ 3,2-12, выполненную в масштабе 1:10, для спекания – стандартную аглоустановку.

Были проведены 2 серии экспериментов. В первой серии опытов спекали агломерационные шихты, окомкованные в обычном гладком барабане, во второй – в окомкователе предложенной конструкции.

Результаты исследований, приведенные на рис. 2, 3, показали следующее. При окомковании шихты в стандартном барабане по мере увеличения содержания концентрата в шихте средний диаметр гранул увеличивается от 0,006 до 0,0087 м, т.е. на 45 %. Рост размера гранул объясняется тем, что с увеличением доли концентрата до 100 % в шихте уменьшается количество комкующей части с соответствующим увеличением комкующей.

Вследствие увеличения удельной поверхности шихты оптимальная влажность ее на каждые 20 % добавляемого концентрата увеличивается на 0,9 %.

Оптимальное количество углерода в шихте уменьшается на 0,2 % абс. на каждые 20 % вводимого концентрата, что объясняется выделением тепла при окислении магнетита в гематит. Удельная производительность и

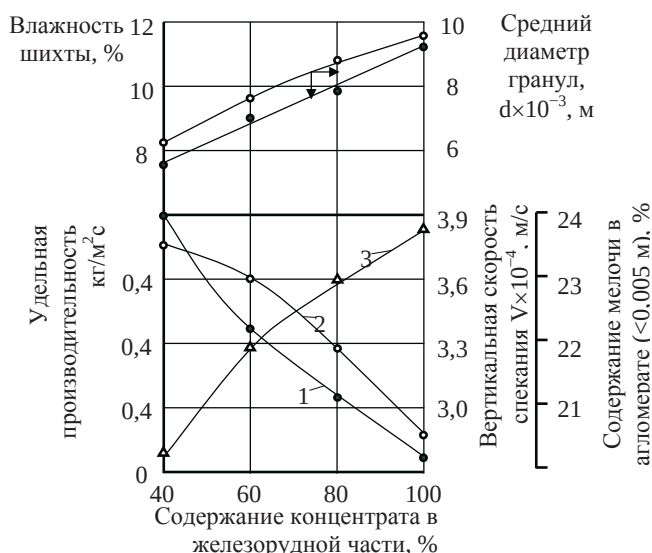


Рис. 2. Влияние содержания концентрата в шихте на оптимальную влажность шихты, средний диаметр гранул и показатели процесса спекания: 1 – удельная производительность; 2 – вертикальная скорость спекания; 3 – содержание мелочи (менее 0,005 м) в агломерате

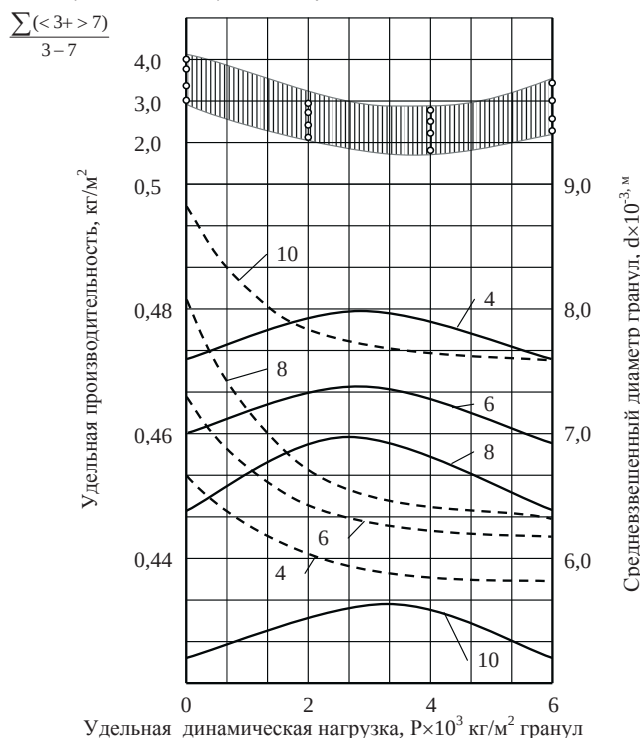


Рис. 3. Зависимость удельной производительности установки, средневзвешенного диаметра окомкованной шихты и отношения некондиционных гранул к кондиционным от удельной динамической нагрузки: — — удельная динамическая нагрузка; - - - - средневзвешенный диаметр гранул; $\frac{\sum(<3+>7)}{3-7}$ — отношение некондиционных гранул к кондиционным; цифры у кривых – содержание концентрата в рудной части шихты, %

скорость спекания при полном исключении руды из шихты уменьшаются на 20 и 29 %, соответственно. Непропорциональность уменьшения значения этих параметров объясняется приростом веса спека на 11 % за счет увеличения железа в нем. Выход фракции менее 0,005 м увеличивается на 3,7 % абс., а выход годного уменьшается примерно на такую же величину.

Снижение показателей процесса спекания объясняется тем, что интенсивное испарение влаги и значительный градиент температур в гранулах более 0,005 м приводит к их разрушению, которое сопровождается увеличением газодинамического сопротивления агломерируемого слоя. При окомковании шихты в барабане предлагаемой конструкции удельная нагрузка на гранулы оказывает существенное влияние на средневзвешенный диаметр окомкованной шихты.

При содержании 40, 60 и 80 % концентрата удельная нагрузка, равная $2 \cdot 10^3$ кг/м², в меньшей степени оказывает влияние на уменьшение среднего диаметра, чем при 100 % концентрата. Так, средний диаметр при 40 и 100 % концентрата при обычном способе окомкования составил 0,0068 и 0,0089 м, а при создании удельной нагрузки на гранулы, равной $2 \cdot 10^3$ кг/м², – 0,006–0,007 м, т.е. уменьшился на 7 и 14 % соответственно. Дальнейшее увеличение удельной нагрузки до $(4-6) \cdot 10^3$ кг/м² практически не влияет на средний диаметр шихты.

Удельная производительность при окомковании в опытном грануляторе возрастает. Наибольший прирост производства приходится на 60–80 % концентрата при удельной нагрузке $(2-4) \cdot 10^3$ кг/м². С ростом удельной нагрузки на гранулы производительность падает, но при этом остается выше, чем при спекании шихт обычным способом.

Для оценки качества шихты, окомкованной обычным и предложенным способами, было проанализировано отношение суммы некондиционных фракций менее 0,003 м и более 0,007 м к кондиционным 0,003–0,007 м. Такой выбор обоснован тем, что фракция менее 0,003 м оказывает воздействие на газодинамическую характеристику слоя, а более 0,007 м – на тепломассообменные процессы в начальной стадии агломерации.

При окомковании шихт опытным путем количество кондиционной фракции непрерывно растет, а отношение суммы некондиционных к кондиционным падает, достигая оптимального значения при величине удельной нагрузки, равной $(2-4) \cdot 10^3$ кг/м².

Выводы

1. Исследована структура слоя материала, движущегося в поперечном сечении барабанного окомкователя. Определена величина разрушающих нагрузок на гранулы шихты, движущихся в сыпавшемся и поднимающемся объемах. Получены формулы, позволяющие определять предельно-допустимые напряжения в гранулах.

2. Усовершенствована конструкция барабана–окомкователя шихты. С применением физического моделирования определены оптимальные удельные динамические нагрузки на гранулы шихты, равные $(2-4) \cdot 10^3$ кг/м², при которых достигаются самые высокие технико-экономические показатели агломерационного процесса. Результаты исследований могут быть использованы при проектировании барабанных окомкователей.

Библиографический список

1. Колесанов Ф.Ф., Хайдуков В.П. Эффективность окомкования агломерационной шихты в барабане окомкователя ОК 1-3,2×12,5 м // Обогащение руд черной металлургии. – М.: Металлургия, 1972. – № 1. – С. 110-114.
2. Коршиков Г.В., Невмержицкий Е.В. Закономерности формирования структуры и текстуры агломерационной шихты при окомковании // Сталь. – 1975. – № 7. – С. 580-584.
3. Базилевич С.В., Вегман Е.Ф. Агломерация. – М.: Металлургия, 1967.
4. Пузанов В.П. Структурная неоднородность сыпучих сред // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1977. – № 8. – С. 32-35.
5. Барабанный окомкователь: А.с. 1618770 СССР, МКИ С 22 В 1/24, В 01 J 2/12. / Б.В. Кушнарев, В.Д. Бондаренко, Н.М. Свиноаренко, Г.Т. Ткаченко, С.С. Доронин, А.А. Малимон, И.Г. Карпенко, А.В. Салий, А.П. Миرون, Н.Р. Руденко и др. (СССР). – № 4434771; Заявлено 14.04.88; Оpubл. 07.01.91, Бюл. № 1. – 3 с.



Исследование склонности шихтовых материалов к гранулообразованию в зоне капельного орошения

В рамках проведенной работы выполнено исследование склонности шихтовых материалов к гранулообразованию в зоне капельного орошения двухзонной системы увлажнения конусного окомкователя. В результате установлено, что наиболее прочные и крупные гранулы получаются из железорудного концентрата, аглоруды и известняка. Так как данные шихтовые материалы не окомковываются в чистом виде, а поступают в окомкователь после смешивания, дальнейшие исследования необходимо направить на уточнение влияния состава смеси на свойства получаемых гранул (зародышей). Это даст более полное представление о процессах, происходящих в окомкователе и позволит управлять процессом окомкования путем изменения концентрации того или иного компонента аглошихты. Табл. 1. Библиогр.: 9 назв.

Ключевые слова: конусный окомкователь, двухзонная система увлажнения, окомкование, гранулообразование, нуклеация

As part of the work we have investigated the propensity of charge materials to the granule in the area of drip irrigation system of two-band cone dampening pelletizers. As a result, established, that the most stable and large granules obtained from iron ore, sinter, and limestone. Since the data charge materials is not pelletizing in its pure form, and enter the pelletizers after mixing, further research should be directed at clarifying the influence of mixture composition on the properties of the resulting pellet (nuclei). This will give a better understanding of the processes occurring in pelletizers and will manage the process of pelletizing by changing the concentration of a component agloshihty.

Keywords: cone pelletizers, two-band system of moisture, pelletizing, granule formation, nucleation

Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями

В настоящее время в мировой практике металлургического производства использование в качестве сырья для получения агломерата тонких железорудных концентратов набирает все большие масштабы. Это связано с необходимостью обогащения бедных железных руд [1], результатом которого и является железорудный концентрат. Перед агломерацией (спеканием) составляющие агломерационной шихты дозируются, перемешиваются и окомковываются, в результате чего на колосниковую решетку паллет поступает шихта, состоящая из гранул определенной крупности [2]. Именно операция окомкования является ключевым звеном в обеспечении достаточной газопроницаемости агломерируемого слоя.

Анализ последних достижений и публикаций

Неудовлетворительное качество работы барабанных окомкователей, применяемых в настоящее время для окомкования агломерационной шихты, ставит вопрос о разработке новых технологических приемов и оборудования для ведения этого процесса. Так, в работе [3] предлагается использовать комбинированное окомкование агломерационной шихты с применением барабанного окомкователя и тарельчатого гранулятора. Такая технологическая схема позволяет использовать преимущества двух типов оборудования, но в то же время, увеличивает капитальные и эксплуатационные затраты, усложняет технологический процесс.

Для оптимизации процесса увлажнения агломерационной шихты в процессе окомкования в цилиндрическом окомкователе разработан ряд технологических приемов. Например, авторы [4] предлагают вместо брызгал, устанавливаемых обычно на данном типе оборудования, использовать форсуночное увлажнение. Данная схема, несомненно, позволит достичь более равномерного увлажнения агломерационной шихты, избежать локальных очагов переувлажнения и, как следствие, предотвратить появление некондиционных по крупности гранул. Но в то же время неминуемо уменьшение количества центров окомкования в результате отсутствия капель связующего, способных образовывать под действием капиллярных сил гранулы при падении на слой мелкозернистого материала [5]. Это особенно важно в свете тенденции увеличения использования мелкозернистых материалов, к которым относится железорудный концентрат.

Постановка задачи

Принимая во внимание вышесказанное, очевидна необходимость в разработке новой технологии окомкования агломерационной шихты, позволяющей получить на выходе из окомкователя гранулы заданного диапазона крупности. Ввиду увеличения количества концентрата и других мелкозернистых материалов, используемых в агломерационном производстве, возникает необходимость в разработке такой системы увлажнения, которая позволила бы интенсифицировать гранулообразование в начальный период путем создания благоприятных условий для протекания процесса нуклеации [6]. Данным требованиям отвечает двухзонная система увлажнения, которая сочетает в себе преимущества капельного и форсуночного увлажнения.

Таблица. Результаты измерения массы, диаметра и прочности гранул

Шихтовый материал	Масса, г	Диаметр, мм	Прочность, г/гранула
Концентрат ЦГОК	0,59	8,31	85,1
Аглоруда Стойленская	0,48	7,70	111,5
Известняк	0,41	8,34	112,9
Возврат	0,43	8,77	79,5
Коксик	0,33	8,22	42,8

Целью данной работы было выявление склонности шихтовых материалов, применяемых в агломерационном производстве, к образованию гранул под действием капиллярных сил.

Представление основного материала исследования

По методу Нечипоренко, описанному в [7], была проведена серия опытов с такими шихтовыми материалами: концентрат ЦГОК, аглоруда Стойленская, известняк, возврат, коксик. Химический состав данных материалов приведен в [8]. Данный метод (метод свободной капли) позволяет проследить формирование отдельного комочка, протекающее без внешнего воздействия.

После образования гранулы извлекались из слоя шихты, производилось измерение массы, диаметра и прочности на раздавливание. Прочность измерялась путем раздавливания с помощью аналитических весов по методу, предложенному в [9]. Гранулы извлекались из слоя сразу же после засыпки. Для повышения точности измерений опыт с каждым из материалов повторялся не менее 10 раз. Полученные данные сведены в таблице.

Выводы

В результате проведенных исследований установлено, что наибольшей прочностью обладают гранулы аглоруды и известняка. Но ввиду большой гидрофобности известняка возможен затрудненный рост его гранул. Гранула, образованная из концентрата, обладает наибольшим размером и удовлетворительной прочностью, равно как и гранула, образованная из возврата. Наименьшей прочностью и массой обладает гранула, образованная из коксика. К тому же повышенная гидрофобность будет препятствовать ее дальнейшему росту. Следовательно, наиболее предпочтительными в качестве зародышей являются гранулы концентрата, аглоруды и возврата.

Так как данные шихтовые материалы не окомковываются в чистом виде, а поступают в окомкователь после смешивания, дальнейшие исследования необходимо направить на уточнение влияния состава смеси на свойства получаемых гранул (зародышей). Это даст более полное представление о процессах, происходящих в окомкователе и позволит управлять процессом окомкования путем изменения концентрации того или иного компонента аглошихты.

Библиографический список

1. Steel manual / Michael Dagner, Reinhard Fandrich, Gerhard Endemann at al. – Dusseldorf: Verlag Stahleisen, 2007. – 185 p.
2. Сигов А.А. Агломерационный процесс / А.А. Сигов, В.А. Шурхал – К.: Техника, 1969. – 232 с.
3. Комбинированное окомкование агломерационной шихты в аппаратах барабанного типа и тарельчатых грануляторах / Г.И. Исаенко, А.Н. Сапрыкин, А.С. Кузнецов и др. // Сталь. – 2009. – № 8. – С. 2–7.
4. Результаты модернизации узловувлажнения шихты на машинах аглопроизводства / А.А. Вяткин, Е.Г. Дмитриева, С.С. Скачкова и др. // Сталь. – 2009. – № 2. – С. 4–6.
5. Wolfgang B. Pietsch. Agglomeration process / Wolfgang B. Pietsch. – Weinheim: «Wiley-VCH Verlag GmbH», 2002. – 614 p.
6. Wolfgang B. Pietsch. Size enlargement by agglomeration / Wolfgang B. Pietsch. – Weinheim: «Wiley-VCH Verlag GmbH», 1991. – 541 p.
7. Парфенов А.М. Агломерация железных руд. – М.: Metallurgizdat, 1954. – 312 с.
8. Аглодомненное производство. Анализ работы в апреле 2010 года / К. Николаев. – Алчевск: ПАО АМК, 2010. – 65 с.
9. Борозняк И.Г. Гранулирование сажи мокрым способом. – М.: ЦНИИТЭнефтехми, 1972. – 75 с.



Зажигание агломерационной шихты с использованием пылеугольного топлива

Показана возможность использования пылеугольного топлива для зажигания агломерационной шихты. Предлагается использовать угольную пыль, которая образуется при дроблении топлива на аглофабрике, улавливая ее и выделяя из топлива. Приведена схема сбора и выделения пыли в отделении дробления топлива. Показано, что целесообразно часть газообразного топлива заменять пылеугольным, количество которого колеблется от 20 до 80 % от расхода газообразного естественного или других видов топлива. При этом часть пылеугольного топлива сжигают вместе с газообразным и жидким топливом, а часть на поверхности шихты. Приведены результаты опытных спеканий агломерата при зажигании шихты с использованием пылеугольного топлива. Ил. 1. Библиогр.: 1 назв.

Ключевые слова: агломерация, зажигание шихты, пылеугольное топливо

Possibility of the use of coal powder fuel is rotined for ignition of sintering burden charge. It is suggested to utilize a braize which appears at crushing of fuel on sintering factory, catching it and selecting from a fuel. The chart of collection and selection a dust is resulted in the separation of crushing of fuel. It is rotined that expediently part gaseous fuel to replace coal powder fuel, the amount of which hesitates from 20 to 80 % from the expense of gaseous natural or other types of fuel. Thus part of coal powder fuel is burned together with a gaseous and liquid fuel, and part on-the-spot charge. The results of experimentals of sintering are resulted at ignition of charge with the use of coal powder fuel.

Keywords: sintering, ignition of charge, coal powder fuel

К традиционным проблемам черной металлургии, связанных с увеличением затрат на производство подготовленного железосодержащего сырья (агломерата, окатышей), повышением его качества и необходимостью снижения экологической загрязненности в местах расположения металлургических предприятий, в последние годы добавилась еще одна – энергетическая.

В сложившейся ситуации важно спрогнозировать вероятную энергетическую ситуацию в будущем, обратив особое внимание на внедрение энергосберегающих технологий и возможность замены одних видов топлива другими. По оценке специалистов по долгосрочным прогнозам в XXI веке центр тяжести энергетического баланса промышленности будет перенесен на уголь, гидроэнергию и атомную энергию. При этом основным видом топлива станут некокующиеся угли, а в некоторых регионах торф и древесный уголь. В связи с этим представляется целесообразным для металлургической отрасли пересмотреть структуру топливно-энергетического баланса в направлении минимизации расхода дефицитных видов топлива и использования в металлургических технологиях углей и продуктов их переработки.

В частности, в агломерации в условиях дефицита газообразного топлива возникает потребность замены его угольной пылью, уловленной в отделениях дробления твердого топлива на аглофабриках и извлеченной из дробленного агломерационного топлива.

На рисунке приведена схема сбора и выделения пыли из топлива в отделении его дробления.

Согласно приведенной схеме часть сборного конвейера дробленого топлива закрывается съемным кожухом с всасывающими отводами для пыли. Всасывание пыли осуществляется мельничным вентилятором или другим всасывающим устройством. Пыль крупностью менее 0,2 мм пневмотранспортом передается в спекательное отделение. Количество этой пыли невелико, однако ее отсос из топлива позволит существенно снизить запыленность в отделении дробления топлива и загрязнение окружающей среды.

Улавливание основного количества пыли

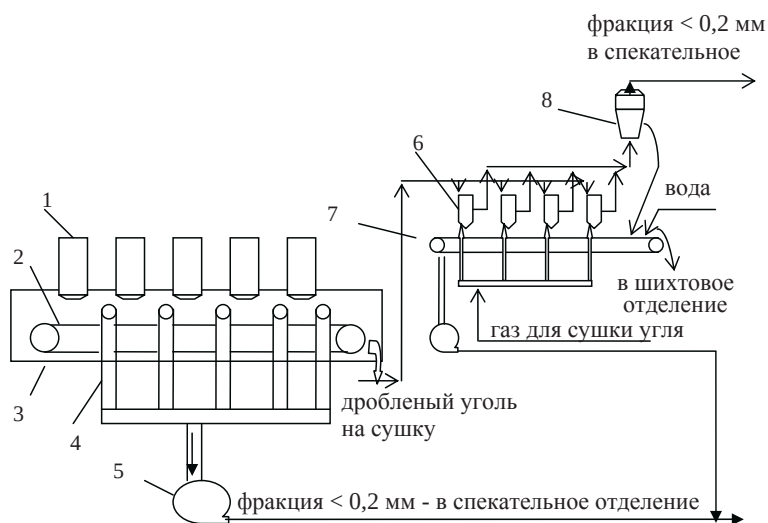


Рисунок. Схема сбора и выделения пыли в отделении дробления топлива: 1 – четырехвалковые дробилки, 2 – конвейер, 3 – кожух конвейера, 4 – всасывающие отводы пыли, 5 – мельничный вентилятор, 6 – промежуточные бункера дробленого топлива, 7 – конвейер, 9 – сепаратор

из дробленого топлива предлагается производить в промежуточных бункерах. С целью более полного выделения из топлива пыли предусматривается сушка топлива в этих же бункерах.

Для сушки топлива в условиях аглофабрики целесообразно использовать тепло газа, который отсасывается из последних вакуум-камер, или же тепло агломерата, улавливая его в хвостовой части агломашины путем обдува сходящего со спекательных тележек агломерата.

Наиболее приемлемым является технология с отсосом газа последних вакуум-камер, так как она требует минимум капитальных вложений.

Средняя температура газов, отходящих из трех последних вакуум-камер, равна 250 °С (диапазон колебаний температуры 200-300 °С). При скорости фильтрации воздуха через слой в этой зоне, равной 0,5 м³/с·м², количество воздуха из трех вакуум – камер агломерационной машины с площадью спекания 84 м² составляет 8,4 м³/с или 504 м³ в минуту.

Среднее теплосодержание горячего газа, отсасываемого из последних вакуум-камер за 1 час, составит

$$Q_r = 60 \text{ с} \cdot V_r \cdot t_r = 60 \cdot 1,34 \cdot 504 \cdot 250 = 10\,140 \text{ МДж/ч},$$

где 1,34 – теплоемкость газа, кДж/м³·°С.

На аглофабрике производительностью 15000 т агломерата в сутки дробится около 44 т топлива в час. Для сушки такого количества топлива требуется затратить

$$Q = m \cdot Q_c = 44 \cdot 160 = 7\,040 \text{ МДж/ч},$$

где Q_c – тепло испарения влаги, МДж/кг.

Как следует из приведенного расчета, тепла отходящих газов вполне достаточно для сушки всего дробленого топлива.

Согласно приведенной схеме угольная пыль выдувается из подсушенного топлива в бункере газом, подаваемым для сушки, транспортируется в сепаратор для отделения крупных фракций и затем – в спекательное отделение.

Реализовать технологию зажигания шихты с применением пылеугольного топлива предлагается осуществить следующим образом.

При зажигании и внешнем нагреве шихты за счет сжигания над ее слоем газообразного или жидкого топлива часть этого топлива заменяется пылеугольным, количество которого колеблется от 20 до 80 % от расхода естественного или других видов топлива. При этом часть пылеугольного топлива сжигают вместе с газообразным и жидким топливом, а часть на поверхности шихты [1]

Количество твердого топлива, которое сжигается на поверхности шихты, составляет до 40 % общего количества твердого топлива, подаваемого в зажигательный горн.

Как показал расчет, при замене газообразного топлива угольной пылью расход смеси газов может быть снижен практически до нуля. В то же время поверхностный слой спекаемой шихты получает достаточно значительное количество теплоты.

Проведенные в лаборатории ДонГТУ опытные спекания агломерата показали, что зажигание шихты с использованием пылеугольного топлива на скорость спекания, а значит и на производительность установки существенного влияния не оказывает.

В то же время выход годного агломерата при зажигании шихты с применением пылеугольного топлива возрос во всех опытах. В среднем по всем опытным спеканиям выход годного увеличился на 8,4 %. При этом установить зависимость увеличения выхода годного от расхода пылеугольного топлива в проведенном исследовании не удалось. Связано это с тем, что при вдувании в пламя горелки пылеугольного топлива практически невозможно добиться, чтобы на поверхности слоя сгорала строго определенная его часть. Для решения этой задачи необходимо разработать специальное устройство для подачи ПУТ в факел или на поверхность слоя.

Полученные данные свидетельствуют также о том, что зажигание шихты с использованием пылеугольного топлива способствует формированию более крупного и более однородного агломерата. Средняя крупность кусков агломерата возросла на 0,34–1,1 мм. При этом коэффициент вариации размера кусков уменьшился на 0,04–0,1,0. Установлено, что улучшение ситового состава агломератов было достигнуто не за счет улучшения условий спекания на поверхности слоя, а в результате того, что несгоревшие частицы пыли, подаваемой в факел, догорали не только в поверхностном слое, но и на некотором расстоянии от поверхности (до 50–70 мм). Тем самым на более низких горизонтах улучшались условия спекания агломерата, что и привело к общему улучшению качества агломерата.

Выводы

Выполненный анализ показал, что при зажигании агломерационной шихты целесообразно часть газообразного топлива заменять пылеугольным. При этом необходимо создать условия для неполного горения топлива в зажигательном горне и его догорания на поверхности шихты.

Библиографический список

1. Петрушов С.Н. и др. Способ зажигания агломерационной шихты – Пат. Украины № 64722, МПК 7 C22B 1/16. - 10.12.2011. - Бюл. № 21.

Возможности оптимизации параметров загрузки и дутья на доменной печи

Показана ведущая роль распределения шихтовых материалов на колошнике во взаимосвязанной оптимизации параметров загрузки и дутья. Обоснован набор обобщающих показателей дутьевого режима доменной плавки, определяющий как температурно-тепловые, так и газодинамические условия работы печи. Предложена новая методика оценки полной энергии фурменного газа. Показана возможность решения задачи оптимизации параметров дутья с использованием компьютерной диалоговой системы.

Ключевые слова: доменная плавка, оптимизация, режим загрузки печи, параметры дутья

Выбор оптимальных технологических режимов доменной плавки требует обязательно согласованной оптимизации параметров загрузки и дутья. При этом принципиальным и важным вопросом, возникающим первым в процессе решения оптимизационной задачи, является установление приоритета в использовании двух видов мер воздействия на доменный процесс: «снизу» – изменением параметров дутья и «сверху» – изменением распределения шихты на колошнике. Высказывались предложения и делались попытки осуществлять оптимизацию газодинамического режима доменной плавки, прежде всего, на основе известных экстремальных зависимостей производительности печи и удельного расхода кокса от интенсивности плавки. Действительно, в современных условиях работы доменных печей такие закономерности проявляются, как правило, достаточно четко, причём экстремумы располагаются так, что в пределах рабочих диапазонов изменения интенсивности плавки с её увеличением происходит преимущественно одновременный рост и расхода кокса, и производительности печи.

Оптимизация интенсивности плавки в соответствии с подобными статистическими зависимостями была бы целиком оправданной лишь в том случае, если бы они проявлялись при произвольном изменении расхода дутья вне связи с изменениями других параметров плавки. Однако в действительности расход дутья выбирается на доменной печи, как правило, в полном соответствии с газопроницаемостью столба шихты, которая в свою очередь определяется свойствами шихты и степенью равномерности распределения рудных материалов по сечению колошника.

Как показал технологический анализ единичных исходных данных в выборках, где проявлялись упоминавшиеся экстремальные зависимости, в подавляющем большинстве случаев первопричиной колебаний показателей работы доменной печи было не изменение интенсивности плавки, а изменение распределения материалов и газа по сечению колошника. Прогрессирующее увеличение расхода кокса при росте интенсивности плавки объяснялось не столько фактами нарушения ровности хода печи, каналообразования и ухудшения в связи с этим использования газа при чрезмерном газовом потоке, сколько тем, что интенсификация плавки дутьем становилась возможной при первичном (намеренном или случайном) увеличении неравномерности распределения мелких рудных материалов в печи. Неравномерное распределение шихты, с одной стороны, увеличивает ее газопроницаемость и позволяет интенсифицировать плавку, с другой – приводит к ухудшению использования газа и увеличению расхода кокса. Проявлявшиеся в отдельных выборках более высокие значения расхода кокса и, естественно, минимальные значения производительности при самых низких интенсивностях плавки имели место, как оказалось, при явном ухудшении металлургических свойств железорудных материалов и кокса.

Для доменных печей разного объёма и работающих в различных условиях превалирующее влияние на показатели работы печи может оказывать степень загруженности рудными материалами либо центра печи, либо периферии. Как показали экспериментальные исследования, на современных больших доменных печах, работающих с сильно пониженной рудной нагрузкой в центре, газодинамическая напряжённость плавки и степень использования газа в наибольшей степени зависят от соотношения рудных материалов и кокса в центральной зоне печи.

На малых доменных печах, оборудованных конусными загрузочными устройствами и работающих на агломерате с большим количеством мелочи, что характерно для условий завода им. Петровского, степень использования газов зависит преимущественно от степени растянутости «рудного гребня» на периферии.

Таким образом, оценивая значение отдельных регулируемых параметров доменного процесса во взаимосвязанном подборе оптимальных режимов загрузки и дутья, следует признать, что ведущим параметром оптимизации доменной плавки является распределение шихтовых материалов на колошнике. Именно оно опреде-

ляет, с одной стороны, степень использования газа и, следовательно, удельный расход кокса, а с другой стороны, – газопроницаемость столба шихты и, следовательно, возможность интенсификации плавки.

При выборе оптимальных значений параметров дутья необходимо исходить из многообразного влияния процессов в фурменных очагах на работу доменной печи. Параметры фурменного газа определяют не только распределение газового потока вдоль радиуса печи, но также температурно-тепловой уровень плавки и газодинамику доменного процесса. Поэтому для обеспечения лучших технико-экономических показателей работы доменной печи необходимо поддерживать на оптимальном уровне значения комплекса обобщающих показателей дутьевого режима плавки. Обоснование этого набора важнейших показателей и оптимальных для разных условий плавки значений является в настоящее время важной проблемой. Поиск же значений параметров дутья, обеспечивающих выход на оптимальные значения группы обобщающих показателей дутьевого режима плавки, – эта задача сравнительно легко решаемая при современном уровне использования вычислительной техники.

Теоретическая температура горения топлива в фурменных очагах давно стала одним из важнейших расчётных показателей, который контролируется на большинстве доменных печей. Это средняя расчётная температура газообразных продуктов горения топлива в фурменных очагах. Рассчитывается она как отношение прихода теплоты (суммы теплосодержания дутья, теплоты горения топлива и теплосодержания кокса, приходящего на фурмы) к производству объема фурменного газа и его удельной теплоёмкости.

Оптимальное значение теоретической температуры горения топлива зависит от многих факторов, в том числе от целевой установки организации доменной плавки и от того, за счет изменения каких параметров дутья корректируют этот показатель. Поэтому обычно ограничиваются указанием достаточно широкого диапазона допустимых значений T_t (от 1900 до 2200 °C). Оптимальное значение T_t может быть определено для конкретных условий доменной плавки в результате статистических исследований. В большинстве случаев повышение теоретической температуры горения способствует снижению суммарного расхода топлива на 1 т чугуна.

С другой стороны, повышение T_t увеличивает реальный объём и скорость движения газа в нижней части печи. Если эта зона является лимитирующей по газодинамике, значительное повышение температуры фурменного газа может привести к снижению производительности печи. В связи с этим важным обобщающим показателем дутьевого режима плавки является **объём образующегося за минуту фурменного газа ($V_{\phi c}$)** при температуре T_t и давлении дутья P_o . Оптимальное значение этой величины должно согласовываться с требуемой производительностью доменной печи и не должно превышать критического предела, связанного с возникновением неровного хода печи.

Наиболее проблематичным является обоснование комплексного показателя, который позволял бы оценивать степень проникновения газового потока к центру печи. В плотном слое кокса кинетическая энергия струи дутья гасится быстро, и возможность проникновения газа в центральную зону печи связана, главным образом, с наличием и размерами разрыхленной зоны перед фурмами, где газ движется, расходуя медленно свою механическую энергию. Размеры разрыхленной зоны зависят не только от кинетической энергии струи дутья, но и от энергии давления и расширения фурменного газа в результате горения топлива.

Давление дутья на выходе из фурмы в горн печи меньше фиксируемого давления дутья на величину потерь его статического напора в воздухопроводящем тракте и при расширении струи за фурмой. В фурменном очаге в результате горения топлива значительно увеличиваются температура газа и его объём. Возникающий при этом потенциал статического давления газа является очень важным фактором, способствующим как поддержанию псевдоустойчивых сводов кокса над разрыхленными зонами фурменных очагов, так и проталкиванию газового потока к осевой зоне печи.

Наиболее корректным способом учёта влияния горения топлива в фурменном очаге на размеры разрыхленной зоны и степень проникновения газового потока к центру печи является оценка **термодинамической работы изменения объёма газа за 1 секунду** вследствие его нагрева при горении топлива в кислороде дутья

$$L = P_o \frac{V_{\phi c} - V_{\phi c}}{n}, \text{ дж/с,}$$

где L – термодинамическая работа расширения газа за 1 с (мощность расширения фурменного газа), Вт; P_o – давление дутья, принимаемое за среднее давление газа в фурменном очаге, н/м²; $V_{\phi c}$ – объём образующегося за 1 с фурменного газа при температуре T_t и давлении P_o , м³/с; $V_{\phi c}$ – секундный объём дутья, вдуваемого в печь при t_o и P_o , м³/с; n – число воздушных фурм.

Полная механическая энергия (мощность) фурменного газа ($E_{\phi r}$) в этом случае представляет собой сумму кинетической энергии (мощности) дутья и термодинамической работы изменения за 1 с объёма газа в фурменном очаге

$$E_{\phi r} = \frac{Q_o(1,251 + 178\omega) + 0,782Q_{nz}}{4237920 \cdot n^3 \cdot f^2} \left[(Q_o + Q_{nz}) \frac{0,1(t_o + 273)}{273(0,1 + P_o)} \right]^2 + P_o \frac{V_{\phi c} - V_{\phi c}}{n}, \text{ Вт,}$$

где Q_o и Q_{ne} – расходы природного газа и дутья, $\text{м}^3/\text{мин}$; ω – содержание кислорода в дутье, доли ед.; f – площадь свободного сечения воздушной фурмы, м^2 ; t_o – температура дутья, $^{\circ}\text{C}$.

Оптимальное значение $E_{фр}$, как и других обобщающих показателей дутьевого режима плавки, должно определяться для каждой доменной печи на основе статистических исследований. Поддержание на оптимальном уровне значений комплекса обобщающих показателей дутьевого режима плавки при корректировках параметров дутья является важной проблемой. Решать эту задачу можно только лишь на ЭВМ с использованием специальных поисковых методов.

Для этих целей была разработана диалоговая система «Дутье», которая предназначена как для расчёта текущих значений обобщающих показателей дутьевого режима плавки по заданным значениям параметров дутья, так и для поиска оптимальных значений выбранных для возможной корректировки параметров дутья при изменении дутьевых условий плавки. Решение поисковой задачи позволяет при изменении либо какого-то параметра дутья, либо целевых установок в организации работы доменной печи найти такие значения выбранных для возможной корректировки параметров дутья, которые обеспечивали бы выход на оптимальные значения обобщающих показателей дутьевого режима плавки. Одновременно рассчитываются для нового варианта дутьевых условий плавки прогнозные значения производительности доменной печи и удельного расхода кокса.

Выводы

Ведущим фактором оптимизации режима доменной плавки является выбор характера распределения материалов на колошнике, ориентированного либо на экономию кокса, либо на максимальное форсирование плавки.

Оптимизация параметров дутья на доменных печах должна осуществляться путем поддержания на оптимальном уровне значений комплексных показателей дутьевого режима плавки, определяющих температурно-тепловой режим работы доменной печи, газодинамику процесса и степень проникновения газового потока к центру печи: теоретической температуры горения топлива у фурм, объема образующегося в единицу времени фурменного газа, полной энергии (мощности) фурменного газа. Техническим средством обеспечения такой оптимизации может быть компьютерная диалоговая система.



УДК 669.162.266

Ковалев Д.А., Ванюкова Н.Д.
НМетАУ

Крикунов Б.П., Иванов С.А.
ПР АО «Донецксталь - МЗ»

Опытная доменная плавка с использованием железорудных самовосстанавливающихся окатышей, полученных на холодной связке

В промышленных масштабах разработана технология производства самовосстанавливающихся окатышей (СВО) на цементной связке, содержащих 6,5-10,5 % углерода. По металлургическим свойствам новый вид окучкованного сырья удовлетворяет требованиям доменной плавки. Коэффициент замены углерода кокса углеродом СВО составил 1,11. Снижение расхода кокса обусловлено интенсификацией процессов восстановления в химически резервной зоне доменной печи. Табл. 1. Библиогр.: 5 назв.

Ключевые слова: самовосстанавливающиеся окатыши на холодной связке, химически резервная зона доменной печи, твердое топливо, комплексное восстановление

Введение

Вследствие значительного общего снижения расхода теплоты и кокса на доменный процесс доля углерода кокса, расходуемая на процессы прямого восстановления в технологических условиях малококсовой технологии (менее 350 кг/т чугуна) повысилась до 20-25 %. Рентабельным и качественно новым путем является замена части углерода кокса, расходуемого на прямое восстановление, другими качественно менее дефицитными и менее дорогими энергоносителями.

Состояние вопроса

Качественно новым способом решения проблемы снижения расхода кокса на восстановление оксидов железа является введение углерода в состав железорудных окучкованных материалов в виде измельченного твердого топлива. Впервые опытная партия таких окатышей была произведена на фабрике окомкования Северного ГОКа и проплавлена в доменном цехе металлургического завода им. Петровского [1]. Несомненным преимуществом данного технического решения является тесный контакт углерода топлива с оксидами железа и интенсификация их восстановления. Ресурс предлагаемой технологии весьма значителен – теоретически до 20-25 % углерода кокса, расходуемого на прямое восстановление, может быть заменено углеродом угля,

© Ковалев Д.А., Ванюкова Н.Д., Крикунов Б.П., Иванов С.А., 2012 г.

Таблица. Сравнительные показатели работы печи в опытном и базовом периодах

Показатели	База	Опыт	Разность О-Б, +/-	ΔК, кг/т	ΔП, т/сут
Продолжительность, сут.	11	16	-	-	-
Простои, %	0	2,56	+2,56	+4,7	-89,8
Тихий ход	0	10,2	+0,2	+0,3	-4,0
Производительность, т/сут.	2338	2217	-121	-	-
Расход кокса сухого, кг/т	368	359	-9	-	-
Расход ПУТ, кг/т	174	172	-2	+1,7	-
Температура дутья, °С	1068	1061	-7	+0,8	-4,9
Содержание кислорода, %	25,8	25,5	-0,3	-0,3	-14,7
Выход шлака, кг/т	384	390	+6	+0,8	-8,4
Давление под колошником, КПа	128	122	-6	+0,4	-14,0
Расход ЖРС:					
Окатыши СевГОК, кг/т	916	888	-28	-	-
Агломерат ЮГОК, кг/т	595	518	-77	-	-
Руда железная, кг/т	1	0	-1	-	-
СВО, кг/т	0	135	+ 135	-	-
Всего:	1512	1541	+29	-	-
Расход известняка, кг/т	152	145	-7	-1,3	+8,2
Содержание золы в ПУТ, %	8,5	7,1	-1,4	-2,0	+12,3
Состав чугуна:					
Si, %	0,68	0,66	-0,02	-0,9	+5,6
Mn, %	0,15	0,15	0	0	0
S, %	0,032	0,038	+0,006	-2,2	+ 14,0
Приведенный расход кокса, кг/т	370	359	-11	+2,0	-
Приведенная производительность, т/сут	2242	2217	-25	-	-95,7

вводимого в печь в составе железорудной шихты.

Перспективным направлением решения поставленной задачи является получение железорудных окатышей на холодной связке, содержащих углерод (СВО) [2]. Производимые с 2005 г. такие окатыши эффективно используются в шихте доменной печи ПР АО «Донецксталь - МЗ».

Необходимо также отметить, что это направление разрабатывается в Швеции [3], Японии [4], Корее [5]. Основным направлением этих исследований является интенсификация процесса восстановления в химически резервной зоне доменной печи за счет ввода в шихту окатышей на холодной связке, содержащих углерод. Такие окатыши получают как из железосодержащих отходов доменного и конвертерного цехов, так и путем добавления угля и концентрата. Связкой в этих окатышах является цемент. Он играет очень важную роль в процессе получения таких окатышей, потому что определяет их прочность в холодном состоянии и при высокотемпературной обработке.

Результаты исследований

В настоящей работе приводятся результаты исследования поведения окатышей на холодной связке (СВО) при температурах 700-1100 °С, а также анализ результатов доменной плавки с их использованием.

Результаты исследования металлургических свойств опытных СВО

Химический состав, %

Feоб	FeO	Fe ₂ O ₃	CaO	SiO ₂	MgO	SO ₂	P	C	п.п.п.
43,1	10,0	50,48	17,30	8,9	0,58	0,20	0,04	8,7	1,71

Процесс восстановления исследовали в интервале температур 900-1100 °С. Степень восстановления, определенная по результатам химического анализа, составляет 75,0-94,2 %. Степень восстановления за счет собственного углерода составила 63,9-68,8 %.

В процессе восстановления гранулы не растрескивались и не разрушались. Минимальная прочность гранул наблюдается при температуре 700 °С, как и при восстановлении магнетитовых окатышей (15-20 кг/ок). Это снижение прочности (холодные СВО – 180 кг/ок) является результатом известных кристаллохимических превращений при восстановлении Fe₂O₃–Fe₃O₄, а также удалением влаги из гидросиликатов кальция, являющихся связкой в безобжиговых окатышах. При дальнейшем восстановлении в интервале температур 900-1100 °С гранулы упрочняются до 60 кг/ок в результате образования каркаса из металлического железа.

Химический состав исходных материалов

	Fe _{об}	FeO	SiO ₂	CaO	MgO	C	основность
Агломерат (ЮГОК)	54,11	11,8	9,85	12,1	0,48	-	1,23
Железофлюс*	42,72/53,8	-	8,82	13,96	0,65	6,5	1,58

* железо, приведенное к равной с агломератом основности при отсутствии углерода.

В таблице представлены сравнительные показатели работы печи в опытном и базовом периодах. В течение базового и опытного периодов доменная печь № 2 работала с вдуванием в горн печи ПУТ, приготовленного из смеси углей марок «Т» и «Г» в соотношении 67 % к 33 %. Приведенные значения расхода кокса и производительности печи рассчитывали с использованием коэффициентов пофакторного анализа, содержащихся в заводской технологической инструкции. Производительность печи в базовом периоде приводили к условиям опытного периода. В шихте СВО заменяют железорудное сырьё (в нашем случае они вводились в состав подачи, в основном, вместо агломерата) и флюсы (т. к. они содержат СаО). Экономия кокса при использовании СВО складывается из двух статей:

- экономия от снижения расхода флюсов;
- экономия от прихода в печь дополнительного углерода, который входит в состав СВО. Экономия кокса в опытном периоде от снижения расхода флюсов учтена отдельной статьей. Количество углерода, вносимого в доменную печь СВО, составляет 8,8 кг/т чугуна.

Приведенное снижение расхода кокса составило 11,0 кг/т чугуна (9,74 кг С/т чугуна). Коэффициент замены углерода кокса углеродом СВО составляет 1,11. Полученная экономия кокса хорошо коррелируется с теоретическим анализом влияния содержания углерода в самовосстанавливающихся окатышах на расход кокса. Снижение расхода кокса обусловлено интенсификацией процессов восстановления в химически резервной зоне доменной печи за счёт развития комплексного восстановления.

Выводы

1. Исследованы металлургические свойства СВО и дано обоснование эффективности использования за счет комплексного восстановления оксидов железа в резервной зоне доменной печи. Этот эффект реализуется за счёт ввода в шихту самовосстанавливающихся окатышей, содержащих в своём составе углерод, который в количестве 8,7 % обеспечивает степень восстановления на 75-94,2 %.
2. Отработана технология доменной плавки с использованием 135 кг/т чугуна нового вида сырья в условиях вдувания пылеугольного топлива. Коэффициент замены углерода кокса углеродом гранулированного углеродистого железобокса составил 1,11. Снижение расхода кокса на 11кг/т чугуна обусловлено интенсификацией процессов восстановления в химически резервной зоне доменной печи.

Библиографический список

1. Ковалев Д.А., Ванюкова Н.Д., Журавлев Ф.М. и др. Использование опытных железорудных окатышей с остаточным углеродом в доменной плавке // Сталь. – 1999. – № 8. – С. 4–9.
2. Ковалев Д.А., Ванюкова Н.Д., Крикунов Б.П. и др. Производство и использование самовосстанавливающихся окатышей в доменной печи, работающей с применением пылеугольного топлива // Тр. междунар. научно-техн. конф. «Пылеугольное топливо – альтернатива природному газу при выплавке чугуна», 18-21 декабря 2006 г. – Донецк: УНИТЕХ, 2006 – С. 77-90.
3. Recycling of By – Product Pellets as Burden in the Blast Furnace Process: A Lab and Pilot Scale Investigation/ Robinson R., Sundqvist L. // Steel Research International 75. – 2004. - № 2. - P. 99-105.
4. Nagano M., Naito M., Hiquchik K. Non spherical carbon composite agglomerates: Lab – scale manufacture and quality assessment. ISIJ International 44 (2004), № 12, p. 2079-2085.
5. Sang Han Son and Young Jae Kim. Trial operation of carbon composite iron ore pellet at foundry furnace. // METEC In Steel Conference 2011. Dusseldorf 27 June – 1 July 2011, p. 1-4.



УДК 669.162

Кривонос С.А., Мазов М.М., Грачев М.Ю., Марченко С.В.

ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского»

Использование железобокса в доменном производстве ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского»

Рассмотрена возможность изготовления железобокса углеродистого из отходов металлургического производства. Сделан вывод о возможности применения железобокса в доменном производстве. Табл. 3.

Ключевые слова: железобокс, шлак, отходы

Днепропетровск - крупнейший в Украине центр черной металлургии и связанных с ней отраслей промышленности. Экологическая обстановка в Днепропетровске осложняется наличием в непосредственной близости от него таких крупных промышленных центров, как Днепродзержинск (45 км) — металлур-

Таблица 1. Фракционный состав железоблуста углеродистого гранулированного

Фракция, мм	+40	40-20	20-15	15-10	10-5	5-0
Процентный состав, %	0,00	36,94	45,05	11,71	1,80	4,5

Таблица 2. Химический состав железоблуста углеродистого гранулированного

Компонент	Fe _{об}	FeO	Fe ₂ O ₃	CaO	SiO ₂	MgO	SO ₂	P	C	CaO/SiO ₂	п.п.п
Процентный состав, %	42,5	10,0	49,6	14,6	8,7	0,8	0,2	0,04	8,1	1,67	1,71

Таблица 3. Результаты использования железоблуста

Показатели	Базовый период	Опытный период
Полезный объем печи, м ³	700	700
Производство, т/сут.	1310	1305
Расход кокса, кг/т	569	573
Агломерат (МК им. Ильча), кг/т	816	723
Окатыши СевГОК, кг/т	857	893
Окатыши КачГОК, кг/т	92	98
A+O	1765	1714
Известняк, кг/т	89	97
Железоблуст, кг/т	-	87
Расход природного газа, м ³ /т	58,9	67,6
Температура дутья, °C	1033	1029
Расход дутья, м ³ /мин	1820	1804
Давление дутья, ати	2,43	2,39
Давление под колошником, ати	1,24	1,23
Колошниковая пыль (ул.), кг/т	37	36
Содержание Fe в кол. пыли, %	38,02	38,14
[Si], %	0,80	0,84
[S], %	0,037	0,044

гическая и химическая промышленность, Верхнеднепровск (73 км) — металлургическая промышленность, Кривой Рог (151 км) — горнодобывающая и металлургическая промышленность. Серьезные экологические проблемы возникают в Днепропетровске в связи с утилизацией и складированием отходов металлургического, шинного, коксохимического и химического производств.

ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского» предпринимает все необходимые шаги для выполнения требований законодательства по части охраны окружающей среды в регионе. Как металлургическая компания, «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского» осознает возможные негативные последствия для экологии, связанные с производством, вследствие чего была разработана и реализована «Комплексная программа утилизации железосодержащих отходов». В

рамках программы реализован и продолжает осуществляться проект по переработке мелкодисперсных железосодержащих отходов, таких как колошниковая пыль, доменные и конвертерные шламы с получением конечного продукта, годного к использованию в доменном производстве.

Продукт, разработанный и полученный на ПАО «Томаковский завод керамзитового гравия», - железоблуст углеродистый гранулированный.

Технология производства железоблуста углеродистого гранулированного включает прием, складирование, усреднение, дозирование компонентов шихты и связующего в заданном соотношении. Исходные материалы подсушиваются до влажности 8-10 % пропускаются через вальцы для разрушения комков, добавляется цемент. Шихта смешивается в двухвальном смесителе и направляется в чашевой окомкователь диаметром 5,5 м для получения гранул размером 12-20 мм. Сырые окатыши разгружаются на склад, где выдерживаются до достижения прочности 30-40 кг/ок. После этого окатыши разрыхляются с целью предотвращения их слипания. В дальнейшем они остаются на складе в течение 25-30 суток для набора прочности в среднем от 60 до 100 кг/ок (в зависимости от размера окатыша). Перед отгрузкой потребителю отсеивается фракция -5мм.

Фракционный и химический состав железоблуста углеродистого гранулированного представлен в табл. 1, 2.

В табл. 3 приведены результаты использования железоблуста.

Расход железоблуста в подачу достигал 1,0 т или 112 кг/т чугуна.

В целом использование железоблуста не оказало отрицательного влияния на работу печи и технико-экономические показатели.

Вынос колошниковой пыли практически не изменился, содержание железа в колошниковой пыли также осталось на прежнем уровне.

Дутьевые параметры в опытном периоде практически не отличались от аналогичных показателей в базовом.

Выводы

1. На предприятии реализована и осуществляется программа по переработке мелкодисперсных железосодержащих отходов с получением конечного продукта, годного к использованию в доменном производстве.

2. Использование железоблуста в составе шихты в количестве 80-100 кг/т чугуна не ухудшило технико-экономические показатели работы доменной печи.

3. Вынос колошниковой пыли и содержание железа в колошниковой пыли практически не изменились.

4. Дутьевые параметры остались на прежнем уровне.



Установка и методика высокотемпературного моделирования процессов в фурменной зоне доменной печи

Разработана установка и методика высокотемпературного моделирования, позволяющая визуализировать и фиксировать видеосъемкой процессы движения и сжигания кокса и вдуваемого пылевидного угля в фурменной зоне доменной печи. Ил. 2. Библиогр.: 7 назв.

Ключевые слова: доменная печь, высокотемпературное моделирование, фурменная зона, кокс, пылевидный уголь

The method of installation and the procedure of high-temperature modeling, which allows to visualize and video the motion and burning processes of coke and pulverized coal injected into blast furnace tuyere zone has been developed

Keywords: blast furnace, high-temperature modeling, tuyere zone, coke, pulverized coal

Введение

Характер развития физико-химических процессов в области фурм оказывает определяющее влияние на производительность и ход доменной печи. В этой связи исследованию процессов в фурменной зоне всегда уделялось первостепенное внимание исследователей на всем протяжении существования доменного процесса. Вместе с тем, несмотря на многочисленные исследования процессов в фурменных зонах на холодных моделях, опытных и промышленных доменных печах, до сих пор существуют разные точки зрения относительно строения и пространственных размеров фурменной зоны, характера развития в ней циркуляционных потоков перемещающихся кусков кокса и сжигания подаваемого пылеугольного топлива [1-7]. Это сдерживает разработку новых конструкций дутьевых устройств, обеспечивающих интенсификацию сжигания ПУТ в пределах фурменной зоны и расширение управляющих воздействий на окислительно-восстановительные и тепловые процессы в рабочем пространстве доменной печи.

Постановка задачи исследования

Как известно [1, 3], результаты холодного моделирования циркуляционного движения и газификации кусков кокса в области фурм до сих пор не удалось привести в соответствие с ходом процессов, протекающих в доменной печи. Исследование процессов в фурменных зонах промышленных доменных печей с помощью зондов и оптических приборов [2, 4], а также способом замораживания [3] также показало наличие различных точек зрения [2, 4-7] относительно конфигурации и протяженности фурменных очагов, характера перемещения и сжигания кусков кокса и пылеугольного топлива. С учетом сложности и дороговизны проведения исследований на промышленных доменных печах представляет интерес разработка установки и методики высокотемпературного моделирования, позволяющих при температурах горна доменной печи наблюдать и фиксировать видеосъемкой протекающие в фурменном очаге процессы взаимодействия окислительного дутья и ПУТ с кусковым коксом.

Описание установки и методики проведения исследований.

Созданная установка (рис. 1) состоит из прямоугольного реактора, размерами в поперечном сечении 600х305 мм и высотой 405 мм, изготовленного из листовой стали толщиной 5 мм. В передней стенке реактора прорезано окно размером 475х215 мм, которое закрывается двумя прозрачными кварцевыми пластинами толщиной 12 мм. С днищем реактора, в котором равномерно просверлены 20 отверстий диаметром 2 мм, герметично соединена дутьевая коробка с трубопроводом подвода компрессорного воздуха. Боковые стены и днище реактора, за исключением кварцевых пластин, защищены огнеупорной футеровкой (шамот на жидком стекле) толщиной 40 мм. При этом в футеровке днища выполнены 20 каналов для прохода воздуха, а также закреплены кварцевые колпачки с размещенными в них горячими спаями термопар ПР 30/6.

В боковых стенках реактора, впритык к кварцевым пластинам, закреплены в линию навстречу друг другу две фурмы. Одна фурма приспособлена для подачи воздуха, технического чистого кислорода или воздушно-кислородной смеси. Через вторую фурму типа «труба в трубе» с помощью специального питателя обеспечивается подача ПУТ в потоке несущего азота или воздуха, заключенного в кольцевую оболочку кислорода или воздуха.

Сверху реактор закрывается крышкой, которая перемещается в вертикальном направлении с фиксацией зажимами к направляющим стойкам. В задней боковой стенке крышки имеется патрубок, который соединяется с помощью металлошлангового рукава с вытяжным устройством.

Установка снабжена необходимой контрольно-измерительной, запорной и регулирующей аппаратурой для

замера температуры в рабочем пространстве реактора, давления и расхода технологических газов и ПУТ.

Отработана следующая методика проведения экспериментов. При поднятой крышке и установленной на стороне кварцевых пластин специальной защитной шторке в реактор загружаются дрова и после их зажигания и устойчивого горения сверху задаются порции кокса выбранной фракции. Через отверстия в днище и боковые фурмы в необходимом количестве подается воздух для обеспечения устойчивого горения нижних слоев коксовой насадки. После загрузки требуемого количества кокса и повышения температуры в реакторе до 1300-1500

°С извлекается защитная шторка, и реактор накрывается крышкой. Устанавливаются необходимый расход и давление подаваемых через фурмы технологических газов и ПУТ. Благодаря развитию высоких температур в фурменном очаге, простирающемся вдоль поверхности прозрачной кварцевой пластины, удастся видеосъемкой фиксировать (рис. 2) конфигурацию зоны взаимодействия дутья с кусковым коксом и развивающиеся циркуляционные потоки. Проведенные предварительные эксперименты дают основания надеяться на получение новой информации о процессах в фурменной зоне, особенно при нетрадиционных дутьевых режимах.

Выводы

Подтверждена работоспособность предложенной установки и методики высокотемпературного моделирования процессов в фурменной зоне доменной печи. Предстоит большой объем исследований по выяснению структуры и размеров фурменной зоны, развитию в ней процессов перемещения и сжигания кусков кокса и пылеугольного топлива в условиях взаимодействия с коксовой насадкой сверхзвуковых кислородных и воздушно-кислородных фурм. Полученная при этом информация важна для разработки новых конструкций фурм, обеспечивающих интенсивную подачу пылеугольного топлива в потоке кислорода.

Библиографический список

1. Манчинский В.Г., Зайцев А.Ф. Исследование движущихся перед фурмой материалов на объемной гидравлической модели // *Сталь*. - 1960. - № 9. - С. 774-779.
2. Высоцки Х., Пюкофф У. О процессах, происходящих перед фурмами доменной печи // *Черные металлы*. - 1966. - № 13. - С. 3-9.
3. Моделирование зоны циркуляции и процессов движения материалов в области фурм / Р. Ешар, В. Пётке, К.-П. Элерт, М. Мавроудис // *Черные металлы*. - 1974. - № 12. - С. 3-9.
4. Исследование движения материалов в области фурм доменной печи с помощью эндоскопа / М. Гройель, Ф.В. Хильхюттер, Х. Кистер, Б. Крюгер // *Черные металлы*. - 1974. - № 12. - С. 9-15.
5. Горбачев В.П., Долинский В.А., Никитин Л.Д. Аналитическое обобщение результатов исследования процессов горения кокса в горне доменной печи // *Сталь*. - 2004. - № 5. - С. 7-11.
6. Крячко Г.Ю. Движение кокса в фурменной зоне и горне доменной печи // *Теория и практика металлургии*. - 2009. - № 3. - С. 41-49.
7. Оценка протяженности и формы полостей фурменных очагов доменной печи / Г.Ю. Крячко, Р.В. Авдеев, Ю.В. Беляев, Ю.К. Лебедь // *Черные металлы*. - 2009. - сентябрь. - С. 17-22.

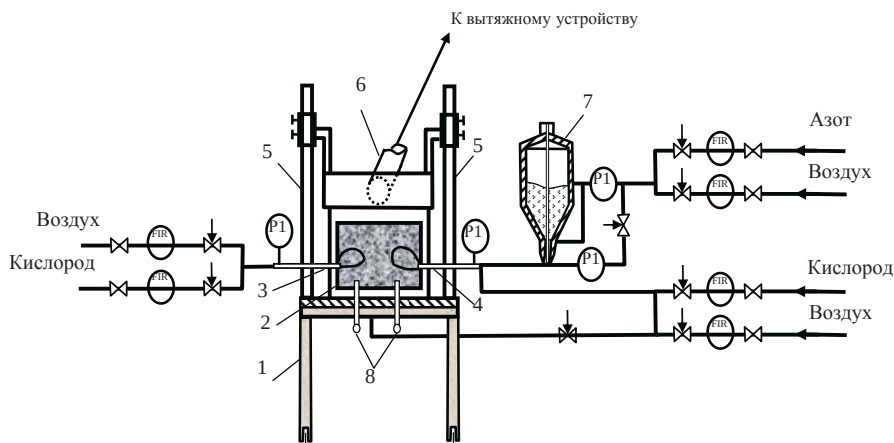


Рис. 1. Схема установки высокотемпературного моделирования процессов в фурменной зоне доменной печи: 1 – металлический стол; 2 – реактор с прозрачной кварцевой стенкой; 3 – воздушно-кислородная фурма; 4 – фурма для подачи ПУТ; 5 – стойки для крепления и перемещения крышки; 6 – патрубок для крепления металлошлангового рукава; 7 – флюсопитатель для подачи ПУТ; 8 – термопары



Рис. 2. Макрокартина фурменной зоны.



Хроника сталеплавильных инноваций завода (к 125-летию з-да им. Г.И. Петровского)

Проанализирована 125-летняя инновационная деятельность инженеров сталеплавильного производства завода им. Г.И. Петровского. Библиогр...: 2 назв.

Ключевые слова: сталеплавильное производство, инновационная деятельность

1. Вступление в строй

В плеяде руководителей (Попков, Кинкель (проектировал мартеновские печи), Удар (Франция), Мещерский) Александровского Южно-русского завода Брянского общества горный инженер Ю.М. Горяинов (1866-1923) был, очевидно, первым, кто в своей работе [1] проанализировал становление завода.

Проектом предполагалось производство 182 тыс. т пудлингового железа, 74 тыс. т бессемеровской и 40 тыс. т мартеновской стали, что соответствовало их соотношению. В 1877 г. в мире было произведено 13,6 млн. т пудлингового железа и только 2 млн. т всех видов жидкой стали, хотя энергетические и затраты труда на 1 т стального проката составляли только четверть затрат на 1 т пудлингового железа. Однако капиталовложения в пудлинговое производство были уже в значительной степени амортизированы, а в производство жидкой стали еще предстояли. Поэтому в 1877-1879 гг. стоимость стального проката была в 1,7-2,5 раза выше, чем у пудлингового железа, и только в 1888 они стали приблизительно равными. Сталеплавильное производство завода пришлось перестраивать на ходу.

В 1889 г. в пудлинговых мастерских работало 16 печей, вместо 32 по проекту, а в мартеновских – по одной 7 т основной с доломитовым подом и стойкостью 40 7-часовых плавков и одной 10 т кислой стойкостью 70 10-часовых плавков. Мартеновский прокат был выдан в 1891 г. В 1896 г. стойкость печей увеличилась до, соответственно, 200 и 100 плавков и мартеновские мастерские давали 5 плавков в сутки (1897). МП отапливались через двухэтажные головки генераторным газом при естественной тяге. Стенки были прямыми, на основных печах – из кусков хромистой руды (Греция). В связи с тем, что стоимость чугуна была в 1,5 раза выше, чем лома, в 1894 г. опробовали рудный процесс по технологии Imperatori (Италия) с использованием брикетов из железной руды, кокса и древесного угля, но они медленно плавилась, так как руда восстанавливалась углеродом. Намечали вдувать холодный воздух через свод для интенсификации горения.

В 1892 г. в бессемеровских мастерских работало 2 конвертера садкой 10 т при 98 т миксере диаметром 2 м и длиной 6,5 м. За 15-часовую смену продувалось 18-20 плавков.

Производилась мягкая с 0,1 % С и 0,5-0,6 % Мп, рельсовая с 0,3-0,4 % С и 0,7-1,0 % Мп, и рессорная с ≤ 0,8 % С и 0,6 % Мп. Для раскисления стали использовали 200 г/т алюминия или ферроалюминия вместо доменного ферросилиция. Мягкая сталь разливалась в слитки 0,1-0,3 т, а рельсовая – в 0,8-1,0 т в стационарной канаве.

В последующие годы в связи с развитием металлургической науки и техники инновационная деятельность завода значительно интенсифицировалась.

2. Бессемеровский процесс

В 1927 г. начальником цеха Татаровым М.А. и проф. Каменским В.А. было проведено исследование физико-химических процессов бессемерования с отбором проб металла, шлака и газов на уровне лучших зарубежных аналогов, ставшее основой для совершенствования процесса. Найдено, что увеличение давления дутья сопровождается ростом содержания азота в стали (1928)*, а если увеличение интенсивности продувки осуществляется при меньшем давлении дутья, то содержание азота в стали уменьшается (1936). Таким образом пришлось осознание того, что на ДЗП количество сопел недостаточно по сравнению, например, с Днепровским и Енакиевскими заводами [2]. Увеличение диаметра продувочных сопел сопровождается ростом окисленности ванны и брака по равнине (1936) и приводит к выбросам (1940).

М.А. Татаров изучил влияние размеров циркуляционного сечения на производительность конвертеров (1934), провел работу по переделу хромсодержащего халиловских чугунов в рельсовую сталь (1935). Установлено, что с уменьшением содержания углерода на первой повалке растет выход рельсов 1-го сорта (1936), а при увеличении содержания кремния в чугуне растет содержание азота в стали и брак рельсов по копровым испытаниям (1940). Позже (1952) использовали жидкий ферромарганец для раскисления стали не в конвертере, а в ковше, и снизили брак рельсов в два раза. Ориентируясь на качество, освоили выплавку автоматной ста-

*Здесь и далее в скобках указаны даты публикаций

ли (1940), изучили содержание в металле мало- и устойчивых неметаллических включений (1951).

Добиваясь повышения стойкости днищ, на несколько лет опередив немецких металлургов, измерили температуру зоны взаимодействия через сопла (1946), а затем изучили динамику их износа (1951).

Но уже надвигалась эпоха кислородно-конвертерного процесса и в 1952 году вместе с ДМетИ были проведены эксперименты на 18-т конвертере, переоборудованном под боковое дутье, показавшие возможность радикального снижения содержания в стали азота.

3. Кислородно-конвертерный процесс (ККП)

Бессемеровский цех был реконструирован и 21.09.1956 выдал первую плавку кислородно-конвертерной стали.

Уже в 1957 г. отказались от промежуточного скачивания шлака, увеличив выход годного на 1,3 %, освоили 10 марок стали (1958), увеличили производительность труда на 50 % и снизили себестоимость стали (1959).

3.1. Шихта

В 1961 г. был составлен баланс железа для мартеновского, бессемеровского и КК процесса, показавший необходимость совершенствования последнего. С 1986 г. впервые в отрасли ККЦ стал использовать стальную стружку как добавку в ходе продувки, извлекать скрап из шлаковых отвалов. В 2001 г. были опробованы ЖСБ на основе окалина, что позволило восполнить дефицит лома, снизить удельные расходы чугуна, лома, плавикового шпата и сырого доломита.

Определен оптимальный расход ЖСБ, минимизирующий удельный расход металлошихты (2006). Опробованы окатыши (2007).

3.2. Дутьевой режим

Продувка в начале эксплуатации (1956) осуществлялась через одноканальную фурму с конически сходящимся (поджатым) соплом диаметром 42 мм и интенсивностью продувки 50-75 м³/мин, что при садке 20 т давало удельную интенсивность 2,5-3,75 м³/т·мин и превышало известную зарубежную 1,3-2,8 м³/т·мин. Переход на трехканальную фурму (1967) позволил увеличить выход годного на 0,63 %. После увеличения садки конвертеров до 50 т (1975) на 5-канальной фурме использовали продувку по допустимому с точки зрения газоотводящего тракта и хода продувки расходу кислорода 200-165 м³/мин, который осуществлялся в автоматическом режиме впервые в отечественной практике. Это сократило продолжительность продувки на 2 мин и увеличило выход годного на 0,2 %. Изучены причины заматывания фурм (1977), опробованы 10-канальные фурмы с дожиганием в полости конвертера монооксида углерода, увеличивавшие удельный расход лома на 3-4 кг/т, стойкость футеровки на 10 %. Стойкость фурм достигала 1000 плавов (1995), в дальнейшем выполнявшихся цельноточеными (1997). Определен оптимальный расход кислорода на одно сопло, при котором скорость износа футеровки минимизируется (2002), опробованы штампованосварные наконечники со средней стойкостью 455 и максимальной 1012 плавов, что больше стандартной в 3,1 раза, повысившие стойкость футеровки на 18 % (2002), изучена динамика износа сопел в ходе кампании наконечника (2002), разработан модульный принцип конструирования фурм (2007) на основе анализа патентной информации (2007), разработан 12-канальный наконечник, обеспечивающий экономию чугуна 7-13 кг/т.

3.3. Технология

Если в 1956 г. охлаждение ванны осуществлялось впрыском воды в кислородный поток, то вскоре для этого стали использовать железные руды, в том числе в виде известняково-рудных брикетов (1958) с оптимальным для выхода годного удельным расходом. Разработаны методы, увеличивающие степень десульфурации металла (1958) и определена возможность удаления серы в газовую фазу (1965). В целях синхронизации рафинировки и шлакообразования были изучены закономерности последнего (1964, 1965, 1966), опробовано применение горячей извести (1965), в дальнейшем, использованное в разработках по использованию тепла отходящих газов для ее обжига (1990-е гг.).

В 1987 г. была опробована комбинированная продувка с донной подачей нейтрального газа, снизившая окисленность шлака и, благодаря этому, - в 2,4 раза его выбросы.

Разработана технология регламентирования добавок в ходе продувки, компенсировавшая, в определенной степени, колебания состава чугуна и снизившая долю плавов с выбросами с 20-60 до 10 % (1997).

Сегодня ККЦ может производить 70 марок стали.

3.4. Футеровка

ККЦ начинал работать с периклазошпинелидной футеровкой и уже к 1958 г. ее стойкость была увеличена в 2,5 раза, изучена топография износа (1959), а переход на разжижение шлака плавиковым шпатом (1961) еще на 32 %. В дальнейшем стали работать с добавкой доломита и магнезиальным шлаком (1966) (еще на 20 %), опробовали на стенде плазменное торкретирование (1972).

Радикальные изменения в этом вопросе произошли, когда ККЦ в 1994 г. впервые в Украине перешел на периклазоуглеродистые огнеупоры (ПУО), что сразу увеличило стойкость футеровки (ПУО) до 453 (в среднем) и 1304 (max) плавов (2002).

Были разработаны требования к ПУО на основе европейского стандарта (2002) и на современном научном уровне определена дифрактограмма поверхностного слоя служившего огнеупора (2005), выполнен рентгенографический анализ (2006), позволивший выяснить механизм его износа (2005), определено влияние содержа-

ния углерода на стойкость (2005), создать модель физико-химического процесса износа (2010). Но даже в новых условиях повышения стойкости ПУО продолжают добиваться использованием магнезитсодержащих брикетов с удельным расходом до 3 кг/т (2004), изменением конструкцией леточного узла, что повысило его стойкость в несколько раз (2004), упрочнением стыка цилиндрической части футеровки и днища (2005).

3.5. Управление процессом

В 1966 г. в ККЦ впервые в отрасли было освоено управление продувкой с использованием акустического контроля в режиме «советник мастера», что уменьшило долю плавов с заметалливанием фурмы в 5 раз, а затраты времени на ее очистку в 3,3 раза. Опыт завода был использован для разработки стандартной аппаратуры, которой были оснащены 7 отечественных ККЦ, а права на использование метода закуплен МК «OST» (Германия). Внедрение механизированного отбора пробы (1985) сократило продолжительность плавки на 3 мин и повысило стойкость футеровки. Осуществлен контроль износа футеровки в шахтных печах (2006). Разработана статическая модель управления процессом (2007).

4. Мартеновский процесс

4.1. Теплотехника

Отопление печей генераторным газом сдерживало рост их производительности. Уже в 1932 г. были начаты исследование возможностей коксового газа и его влияние на десульфурацию ванны. Для МП №10 был разработан теплотехнический режим (1933); проанализирована возможность максимизации производительности печей в зависимости от доли чугуна и их тепловой мощности (1935), заменили двухэтажные головки Вентури (1936); динасовые своды магнезито-хромитовыми, использовали кислород для интенсификации процесса горения, в том числе, вдувая его через сопла Лавалья, добившись сокращения продолжительности плавки на 11-12 % (1957), а в дальнейшем управляли горением по составу отходящих газов (1967).

4.2. Технология

В 1937 г. было установлено влияние основности шлака на скорость выгорания углерода в мартеновской ванне, которое получило объяснение только в 1990-х гг. В целях экономии подины мартеновских печей выкладывались на 2/3 из доломита и 1/3 – магнезита и исследовалось влияние состава чугуна на их стойкость (1939).

В довоенный период печи блока печей 9-10 были признаны в своей категории лучшими в отрасли. В послевоенный период восстановление блоков 1-4 и 9-10 совпало с появлением кислородно-конвертерного процесса на освоение которого были брошены все средства. Блок 5-7 не восстанавливали.

5. Внепечная обработка стали

В 1936 г. была исследована возможность получения из бессемеровской стали технически чистого железа с высокими антикоррозионными свойствами в результате обработки железистыми шлаками, 5 т которых были выплавлены в МП – 1. В 1940 г. добились снижения брака рельсовой стали использованием комплексного Mn-Si сплава.

Проблема десульфурации конвертерной стали была решена, благодаря использованию циклонной шлакоплавильной установки (ЦШПУ) системы ДМетИ производительностью 2 т/ч шлаков $\text{CaO-MgO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ или $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$. При их удельном расходе 30-50 кг/т содержание серы в стали снижалось в 2 раза, а механические свойства увеличивались в 1,5 раза (1977). Были изучены факторы, влияющие на результаты обработки (1981), теплотехнические возможности агрегата (1987), применение выплавляемых шлаков для прямого легирования стали (2003); переплав доменных и конвертерных шламов и пылежелезосодержащих отходов (2006), что делает ЦШПУ самостоятельным агрегатом для осуществления безотходных технологий.

6. Разливка стали

В начале, как и всегда, исследовалось влияние параметров технологии выплавки и разливки на брак в прокате: трубной заготовки (1935), по флокенам – рельсовой стали (1940), в том числе скорости выгорания углерода в МП, температуры на выпуске, осуществлен поиск оптимальной скорости разливки рельсовой стали (1952). Но, постепенно, появились исследования радикальной направленности: сопоставление разливки кипящей стали сифоном и сверху с максимизацией толщины корки и минимизацией рванин (1953), перепроектирование конструкции прибыли слитка, повысившее выход годного в прокате на 3 % (1963); химическое заупоривание кипящей стали кремнием (1967). В 1960-х гг. было освоено производство полуспокойных сталей, которые сегодня являются основным сортаментом ККЦ. В 1970-х гг. начали разливать сталь под шлакообразующими смесями, которые практически ликвидировали поверхностные пороки слитка.

Минимизация потерь спокойной стали с головной обрезью шла по пути опробования различных методов утепления слитка: слабоэзотермические плиты – изоляторы (1969); вставки из жидких самотвердеющих смесей (1972); вкладыши различного состава и теплофизических свойств (1972, 1977, 1978), которые снижали потери металла в прокате разных марок стали на 1-5 %.

Был оптимизирован состав чугуна для отливки изложниц (1953); осуществлена механизированная заварка в них трещин, что снизило их расход на 30 % (1985).

Осуществляется подготовка к переходу на непрерывную разливку стали, что станет радикальным решением проблемы конкурентоспособности выпускаемого проката.

7. Люди

Главный капитал завода – люди.

В уже далеком 1958 г. автор пришел на завод на годовичную производственную практику и работал сначала на блоке МП 9-10 под началом А.И. Овчаренко, мастера печей А.И. Мороза, сталеваров А. Савченко и В. Каменецкого, а затем – в только что пущенном ККЦ. Позже, в 1960–1990-х гг., участвовал во многих инновациях завода, сотрудничал с В.И. Деревянко, В.И. Жигулиным, Н.И. Бедой, О.Н. Костенецким, Д.В. Пудиковым, С.И. Лифшицем, В.М. Дрышлюком, К.П. Кравцовцовым, С.И. Попелем, А.И. Кравченко, А.И. Бубенковым, И.Я. Пищидой и многими другими, ныне здравствующими, к которым испытывает искреннюю признательность.

Благодаря людям, завод, как сказочная птица Феникс, восставал из пепла в 1921-1926, 1944-1951, 1991-2000 гг. Профессионализм и трудолюбие коллектива завода, инновационный энтузиазм его инженерного корпуса вселяет уверенность в его будущем.

Библиографический список

1. Горяинов Ю. // В кн. Двадцатипятилетие введения мартеновского производства в России. 1870-1895. – С.-Пб.: Общество горных инженеров, 1898. – С. 187-204.
2. Афанасьев С.Г. Исследование бессемеровского процесса. – М.: Металлургиздат, 1957. – 110 с.



УДК 669.18

Охотский В.Б. /д.т.н./

НМетАУ

И вечный бой!

Покой нам только снится!

(А. Блок)

Эволюция сталеплавильных технологий. Бессемерование

Совершенствование бессемеровского процесса на ДМЗ им. Петровского

Ключевые слова: сталеплавильное производство, бессемеровский процесс

Бессемеровское производство на заводе появилось в 1892 г., когда Брянское общество, владевшее заводом в Бежице Орловской губернии, перенесло оттуда конвертера на Александровский завод.

Конвертер. По проекту конвертер был садкой 9 т, но к началу работы она была уже 10 т и 2 конвертера в 1892 г. выплавляли 16188 т. В дальнейшем садка составила 12 т, при полезном объеме 9,7 м³, глубине ванны 710 мм и высоте 4,12 м (1900), 11 т (1928), 14 т при 17 м³ (1931), 16 т (1949), 19,5 т при все тех же 17 м³ (1950), 19,5 т уже при 20 м³ (1955), что заметно снизило выбросы.

Если в 1898 г. 3 конвертера продували 18-20 плавов за 12-часовую смену, то в 1936 – 34 плавки за 8-часовую смену. Продолжительность продувки определялась количеством, составом и температурой чугуна, составляя 19-20 мин (1931), 15-24 мин (1936), 23-25 мин (1940).

Миксер. В бессемеровском цехе был установлен первый отечественный миксер садкой 98 т (1898), позже увеличенной до 150 т (1936) и 600 т (1940). Путь чугуна на заводе вызывал снижение его температуры до 1250 °С. Вместе с составом чугуна (%) 1,9-2,1 Si, 0,9-1,1 % (1931), 1,2-2,5 Si, 0,8-1,1 Mn (1936), 1,5-2,1 Si, 0,9-1,1 Mn (1937), который частично компенсировал его низкую температуру, это вызывало выбросы. По сравнению с бессемеровским производством США, перерабатывающим чугун с 0,4-0,7 % Mn. Более высокое содержание марганца приводило к образованию жидких шлаков, выбросам, повышенному износу футеровки, перерудки для снижения содержания остаточного марганца, переокислению металла, повышенному браку рельсов (1940). Отчасти это было вызвано высоким содержанием серы в чугуне и в 1898 г. в качестве паллиативного решения смешивали обычный чугун со специально выплавленным чугуном, содержащим 2 % Mn, что удаляло серу в миксерный шлак.

Дутье. Дутьевой режим бессемеровского конвертера изменялся при росте садки с определенной тенденцией к максимизации производительности. Увеличение диаметра сопел d_c с 17 до 20 мм (1927) вызвало выбросы. В 1936 г. при 7 фурмах с 7 соплами каждая переход с диаметра сопел 14-15 на 20-21 мм также сопровождался выбросами. В 1940 г. количество сопел в фурме было увеличено до 8, но попытка перейти с 16 на 22 мм диаметра сопел вновь вызвала выбросы и нашли целесообразным сделать четыре фурмы с 16 и 3 – с 22 мм соплами. К 1950-м гг. на 19,5 – т конвертерах установился дутьевой режим с использованием семи фурм с двенадцатью соплами диаметром 16 мм и интенсивностью продувки 350 м³/мин, которая уже начала измеряться. В стране завод работал с наиболее жестким режимом продувки и максимальной удельной площадью сечения сопел 8,65 см²/т садки по сравнению с двумя другими бессемеровскими цехами страны на ДГЗ и ЕМЗ.

Технология. В связи с высоким содержанием азота в бессемеровской стали было проведено исследование (1928), которое показало, что увеличение производительности конвертера за счет увеличения удельной площади сечения сопел снижает его, а за счет повышения давления дутья – увеличивает, что и послужило причиной тенденции к увеличению диаметра сопел. В 1952 г. вместе с МИС были проведены эксперименты по про-

дувке бесемеровской ванны различной глубины, показавшие, что уменьшение последней снижает содержание азота в стали.

История бесемеровского производства завода началась с выплавки ответственной рельсовой стали. Увеличение содержания кремния в чугунах, окислявшегося всю продувку, удлиняло последнюю и увеличивало температуру металла на выпуске, что повышало брак рельсов по плене, рванине и копровым испытаниям (1940). Остаточное содержание кремния в металле на выпуске затрудняло получение кипящей стали. Остановка продувки по виду пламени увеличивала вероятность передувки и со снижением содержания углерода на первой повалке росла окисленность стали и снижался выход рельсов 1-го сорта.

Тем не менее усилиями инженеров качество рельсового металла оставалось на должном уровне и по заключению УкрНИИМ (1933), головного института по рельсовой проблеме в стране, рельсы завода превосходили по твердости рельсы ЕМЗ.

В 1940 г. было освоено производство автоматной стали с 0,44 % С.

Футеровка. Как и для всех процессов донного воздушного дутья, одной из проблем была стойкость днища, которая составляла 70-80 плавов (1931), была увеличена в сотрудничестве с УкрНИИО до 130-180 плавов (1934), но заставляла несколько раз менять его за кампанию конвертера (600 плавов). В 1940 г. она составила 100-150 плавов.

Разливка. В 1882 г. слиток рельсовой стали весил 0,8-1,1 т, а мягкой 0,14-0,33 т и позже (1898) был увеличен до 0,66 т. Его вес вырос вместе с садкой конвертера до 4,5 т.

В начале 1950-х гг. рельсовый металл раскислялся жидким ферромарганцем, выплавлявшимся в вагранке и сливавшимся в конвертер перед выпуском металла. Благодаря сливу его не в конвертер, а в ковш, брак рельсов снизился с 18 до 9 %. Была найдена оптимальная скорость наполнения изложницы сифоном 0,40-0,44 м/мин, при которой максимизировался выход рельсов 1-го сорта. Этому способствовали, характерные для бесемеровского процесса остаточные 0,05-0,15 % Si, служивший для персонала показателем температуры стали. Было изучено влияние на качество рельсов состояния внутренней поверхности изложниц, их температуры перед покраской, радиуса закругления углов, диаметра сифонной проводки, режима наполнения прибыли.

Исследование разливки кипящей стали сифоном и сверху со скоростью 0,24-0,28 и 0,68-0,88 м/мин показало, что толщина плотной корки составляла 1,8-40 и 5-12 мм, а брак, соответственно, отсутствовал или составлял 1-6 %, достигая иногда 100 %. Так и прижилась сифонная разливка. Сегодня ККЦ вновь возвращается к вопросу о целесообразном методе разливки в слитки.

Контроль процесса. Кроме искусства дистрибуторщика и мастера продувки в управлении процессом использовался только спектроскоп, разработанный Д.К. Черновым (1876), и величина давления дутья.

Но уже в 1936 г. для бесемеровского процесса в ДМетИ была разработана система КИПиА и только Великая Отечественная война помешала ее реализации, а после нее цех был восстановлен только в 1950 г., когда ожидалась большие перемены.

Перспективы. В журналах «Сталь» и «Советская металлургия» в 1933-1934 гг. появилась серия статей, посвященных будущему бесемеровского процесса, авторами которых были, в том числе, начальник бесемеровского цеха завода М.А. Татаров и его заместитель (в будущем - начальник С.Г. Афанасьев). В них указывалось, что Криворожский рудный бассейн богат бесемеровскими рудами, анализировались параметры бесемеровской и томасовской (Керченский МЗ) продув-

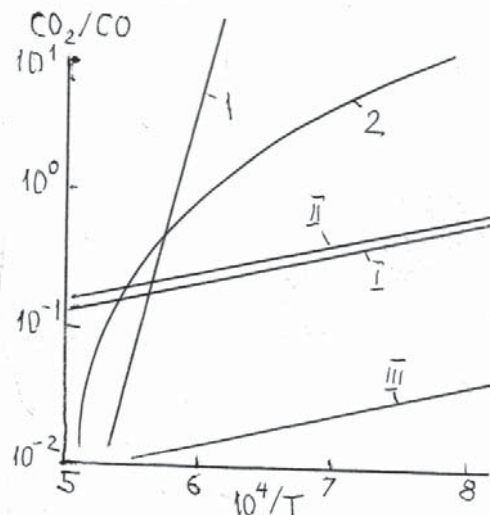


Рис. 1. Формирование газовой фазы в бесемеровском процессе

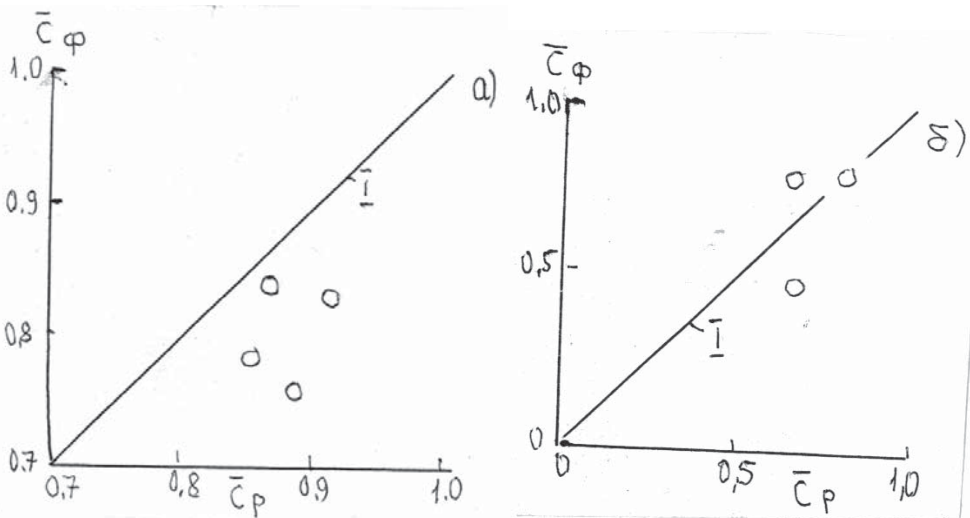


Рис. 2. Соотношение C_k/C_p в корочках металла (а) и выдувке (б) I – линия равных значений

ки, отмечалось, что в нашей стране выплавка бессемеровской стали в 3-4 раза меньше, чем в США (не упоминая, что наступила эра мартеновского процесса и в США удельный вес бессемеровской стали сократился с 89 % в 1887 г. до 13 % в 1929), а ЛенГинпромет разработал ТЭО строительство бессемеровского цеха для ММК на местных рудах и карагандинском угле. Война спутала и эти карты, а после нее грянула новая эра – эра кислородно-конвертерного процесса.

Боковая продувка. Ее инициатором не случайно стали США, бессемеровское производство которых составляло до 86 % (1937-1950) общемирового и нужно было решать вопрос о его дальнейшей судьбе, принимая во внимание интересы крупнейших фирм. Поэтому в 1940-х – начале 1950-х гг. были проведены крупномасштабные эксперименты по боковой продувке в переоборудованных конвертерах, показавшие возможность снижения содержания в стали азота, который в бессемеровской стали выше, даже, чем в томасовской.

В нашей стране именно на ДМЗ один из 20-т конвертеров в 1952 году был переоборудован под боковое дутье воздуха с расходом 240-515 м³/мин через 5 щелевидных сопел под давлением 1,3-1,6 атм. Продувка проходила в течение 17-27 мин, содержание азота в продутном металле снижалось с 0,018-0,022 до 0,005-0,009 %, а кислорода с 0,027-0,042 до 0,0018-0,030 %. Однако, выход годного составлял только 70-87 %.

Боковая продувка не была решением проблемы процессов воздушного конвертерного дутья. В 1949 г. проф. R. Durrer провел эксперименты верхнего кислородного дутья через водоохлаждающую фурму в Gerlafingen (Швейцария), а государственная компания VÖEST (Австрия), ознакомившись с результатами, в сжатые сроки к 1952 г. воплотила эту идею на 30-т конвертерах в Linz, оставив остальные страны «за флагом».

Наука. Бессемеровский процесс представляет для нас научный интерес, как один из вариантов получения стали. Поэтому он сейчас и, очевидно, в дальнейшем будет предметом изучения ученых и учащихся. Начальник бессемеровского цеха М.А. Татаров и профессор УкрНИИМ В.А. Каменский (в будущем зав. каф. металлургии стали ДметИ и профессор МИСиС) первыми в мире комплексно исследовали бессемерование на ДМЗ [1], собрав информацию об изменении в ходе продувки состава металла, шлака и газов, температуре ванны и газовой фазы, металлошлаковой эмульсии. Позже (1950-е гг.) такую же работу проделал С.Г. Афанасьев при вдвое большей садке конвертеров со всесторонним изучением гидродинамики процесса и содержания газов в металле, обобщив свои и литературные данные в монографии [2], которая и сегодня остается уникальным описанием физико-химических процессов бессемеровской продувки.

Анализ этих данных (рис. 1) показывает, что фактическое отношение CO_2/CO в газовой фазе бессемеровского конвертера (линия 1, рис. 1) зависит от температуры ванны T_b по уравнению

$$\lg(p_{\text{CO}_2} / p_{\text{CO}}) = 40000 / T_g - 23,15, \quad (1)$$

которое пересекает равновесную зависимость реакции $\{\text{CO}\} + (\text{FeO}) \rightarrow \{\text{CO}_2\} + [\text{Fe}]$ во вторичной зоне взаимодействия (линия 2) в области перехода к интенсивному обезуглероживанию металла (стрелка). Фактическая зависимость CO_2/CO от температуры газов (линия 2 рис. 1) проходит параллельно и выше I до наступления этого момента, а при более высокой температуре изменяется подобно линии 1. Очевидно, химический состав отходящих газов формируется по-разному на различных этапах продувки.

Обнаруженное [1, 2] обезуглероживание корольков металла в твердом бессемеровском шлаке может быть следствием или того, что они попали в него уже обезуглерожены в зоне взаимодействия дутья с ванной или из-за разжижения шлака как тиксотропной среды под механическим действием дутья [3]. Если оно происходит при лимитировании массообмена внутренним переносом углерода, то по уравнению Higbie [3] отношение его концентрации в корольках C_k и ванне C_b за время образования первичной зоны взаимодействия (пузыря) τ_1 составит

$$\bar{C} \equiv C_k / C_b = \exp(-24D_c^{1/2}\tau_1^{1/2} / \pi^{1/2}d_k), \quad (2)$$

где D_c – коэффициент молекулярной диффузии углерода; d_k – диаметр королька. На рис. 2а для корольков [2] сопоставлены рассчитанные по (2) $\bar{C}_p$ и фактические величины $\bar{C}_f$, полученные усреднением в интервалах температур зоны взаимодействия [2], а на рис. 2б – для выдувки, полученной автором на 24-т бессемеровских конвертерах ДГЗ. По-видимому, имеет место окисление капель металла диспергированных дутьем и выброшенных в шлак как в зоне продувки, так и в шлаке, вследствие его тиксотропных свойств.

Выводы

Непрерывное совершенствование бессемеровского процесса на протяжении 65 лет стало плацдармом для освоения нового кислородно-конвертерного процесса.

Библиографический список

1. Каменский В.А., Татаров М.А. // Уголь и железо. - 1927. - № 21 (июнь). – С. 69-113.
2. Афанасьев С.Г. Исследование бессемеровского процесса. – М.: Металлургиздат, 1957. – 110 с.
3. Охотский В.Б. Модели металлургических систем. – Днепропетровск: Системные технологии, 2006. – 287 с.

Особенности десульфурации чугуна экзотермическими брикетами, содержащими оксид магния

Статья посвящена изучению технологических особенностей десульфурации жидкого чугуна экзотермическими брикетами, содержащими оксид магния. Определено, что для получения стабильной степени десульфурации необходимо применять экзотермическую смесь дисперсностью 100–200 мкм и относительной плотностью 50 %. Ил. 3. Табл. 2. Библиогр.: 9 назв.

Ключевые слова: десульфурация, экзотермические брикеты, магнезит, технологические особенности

The article describes the technological characteristics of hot metal desulfuration process with exothermal briquettes containing magnesium oxide. It was found that in order to obtain a stable degree of desulfuration process it is necessary to apply exothermic mixture with dispersion of 100 - 200 microns and relative density of 50 %.

Постановка задачи исследования

Существует значительное количество технологий внепечной десульфурации чугуна активными реагентами. Их недостатком является применение металлического магния и других реагентов, которые отличаются высокой стоимостью и задействованием значительного количества специального оборудования [1, 2]. Для решения этой проблемы авторами разработана технология десульфурации чугуна магнием, восстанавливаемым из оксида алюминотермическим способом непосредственно в объёме жидкого металла [3]. Целью настоящей работы является изучение влияния технологических параметров обработки на протекание процесса десульфурации.

Методика проведения исследований

В качестве исходных материалов для изготовления экзотермических брикетов использовали прокатную окалину (химический состав приведен в табл. 1), магнезит металлургический и отходы алюминиевые вторичные.

Обработке подвергали жидкий чугун с температурой 1350 °С, химический состав которого приведен в табл. 2. Проведены экспериментальные исследования влияния на степень десульфурации железоуглеродистого расплава следующих факторов: фракционного состава компонентов экзотермической смеси, относительной плотности брикетов и глубины ввода брикетов в расплав. Исследование включало проведение трёх серий экспериментов.

Экспериментальные исследования проводили по следующей методике: чугун в количестве 1400 г дробили до фракции 15–20 мм и загружали в графитовый тигель диаметром 50 мм и высотой 120 мм. Тигель устанавливали в печь Тамана и нагревали до температуры 1350 °С. Контроль температуры проводили при помощи термопары ВАР-5/ВР-20. Поскольку данная термопара измеряла температуру газообразной атмосферы внутри печи, то по достижении требуемой температуры тигель с чугуном выдерживали в течение 20 мин. Экзотермические брикеты имели цилиндрическую форму и массу 20 г. Их изготавливали путём прессования исходной смеси, содержащей металлический алюминий, оксиды магния и железа (соотношение всех компонентов приведено в работе [3]). Прессование осуществляли на гидравлическом прессе с усилием обжатия 3000 кг/см². Готовые экзотермические брикеты закрепляли на металлическом кронштейне и вводили непосредственно в расплав. Для предотвращения растворения материала кронштейна в жидком чугуне устройство для ввода брикетов покрывали 3 мм слоем огнеупорной глины. Контроль процесса расходования экзотермических брикетов проводили визуально по резкому снижению интенсивности бурления поверхности жидкого железоуглеродистого расплава.

В первой серии экспериментов определяли влияние дисперсности компонентов экзотермической смеси на степень десульфурации. Все компоненты экзотермической смеси применяли дисперсностью 10, 35, 75, 150 и 300 мкм. Влияние дисперсности исследовано путём экспериментальных обработок расплава брикетами, в которых применялись исходные компоненты определённого фракционного состава. Всего в серии проведено 5 экспериментов.

Таблица 1. Химический состав прокатной окалины, %

FeO	Fe ₂ O ₃	MnO	CaO	SiO ₂	C	P	п.п.п.
50,01	47,42	0,32	0,34	0,32	1,01	0,03	0,55

Таблица 2. Химический состав чугуна, %

C	Mn	Si	S	P
4,38	0,55	0,87	0,032	0,148

Во второй серии экспериментов изучали влияние относительной плотности экзотермической смеси ν на степень десульфурации железоуглеродистого расплава, ν определяли по выражению

$$\nu = \frac{(L_0 - L_1)}{L_0} \cdot 100, \% \quad (1)$$

где L_0 и L_1 – высота брикета до и после прессования, соответственно, мм.

В ходе экспериментальных исследований проведены обработки железоуглеродистого расплава экзотермическими брикетами с плотностью, равной 10, 30, 50 и 70 %. Фракционный и химический состав экзотермической смеси был одинаковым во всех случаях.

В третьей серии экспериментов исследовали влияние глубины ввода экзотермической смеси на степень десульфурации жидкого чугуна. С этой целью равные по массе, плотности, химическому и фракционному составу брикеты вводили поэтапно на поверхность металла в тигле, на глубину 25, 50, 75 и 100 мм в объём жидкого расплава.

Результаты проведенных исследований

В ходе проведения первой серии экспериментов получены данные о влиянии дисперсности исходных компонентов экзотермической смеси на степень десульфурации расплава (рис. 1). Как видим, для исходных компонентов шихты обнаружен максимум при дисперсности 100–200 мкм. Металлотермическое восстановление является главной составляющей процесса самораспространяющегося высокотемпературного синтеза со стадией восстановления, поэтому закономерности его протекания могут быть применены при описании большинства процессов алюмотермического восстановления [4, 5]. Поэтому применение мелкодисперсной смеси связано с рядом трудностей [6], среди которых наиболее значимым является увеличение скорости протекания химической реакции, что приводит к чрезвычайно бурному протеканию восстановления. Это, в свою очередь, приводит к снижению степени десульфурации (левая ветвь кривой на рис. 1), поскольку в единицу времени происходит выделение большого объёма восстановившихся паров магния. Из-за этого процесс носит взрывной характер. При применении исходных компонентов дисперсностью выше оптимальной экзотермическая смесь отличается значительной неоднородностью. При этом в объёме экзотермического брикета образуются локальные зоны восстановления, в которых процесс носит интенсивный характер со значительным выде-

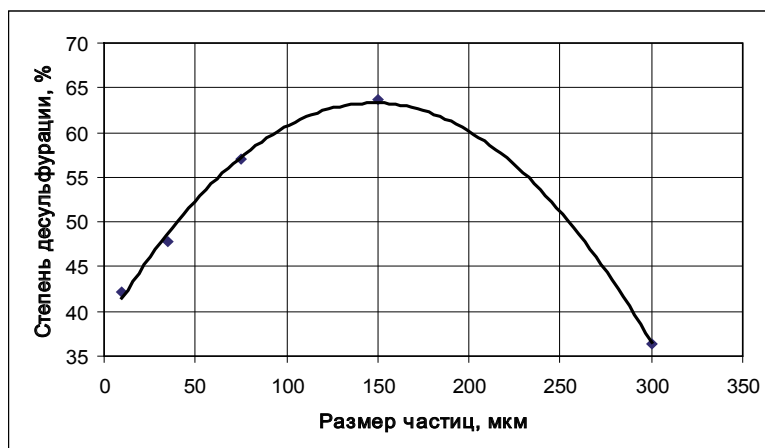


Рис. 1. Влияние дисперсности составляющих экзотермических брикетов на степень десульфурации железоуглеродистого расплава

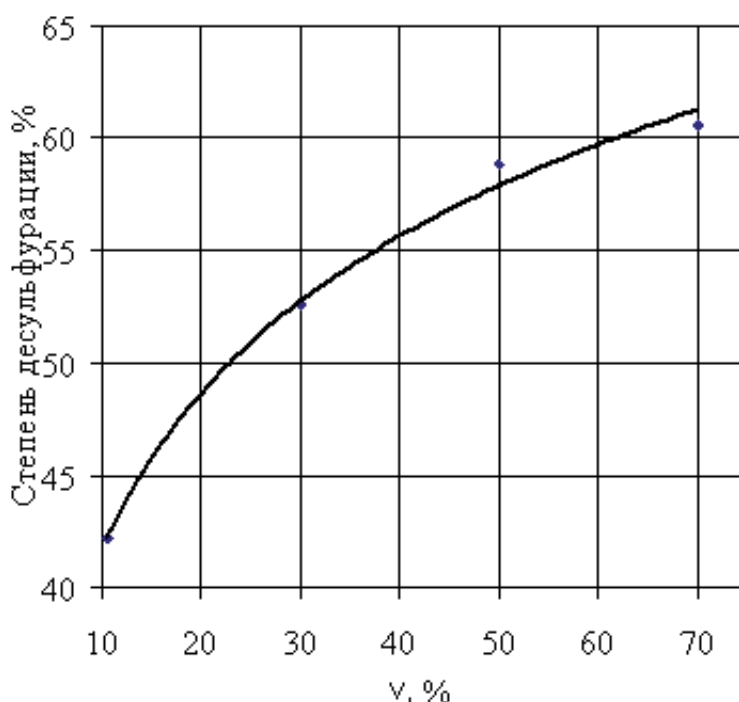


Рис. 2. Влияние относительной плотности исходной смеси на степень десульфурации железоуглеродистого расплава

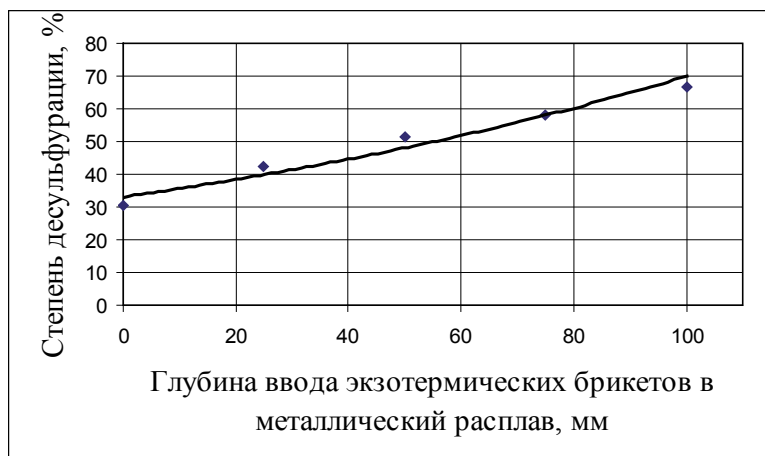


Рис. 3. Влияние глубины ввода экзотермического брикета на степень десульфурации железоуглеродистого расплава

лением теплоты [7]. В технологическом плане это приводит к дроблению экзотермического брикета на мелкие фрагменты, которые без затруднений самопроизвольно всплывают на поверхность железоуглеродистого расплава.

При этом восстановившиеся пары магния беспрепятственно переходят в газовую фазу, а процесс десульфурации практически не происходит. На рис. 1 это отображается значительным снижением степени десульфурации при применении составляющих дисперсностью 200 мкм.

В ходе проведения второй серии экспериментов были получены сведения о влиянии относительной плотности исходных компонентов экзотермической смеси на степень десульфурации жидкого чугуна (рис. 2). В соответствии с данными, приведенными на нём, с ростом относительной плотности возрастает степень десульфурации. Таким образом, при повышении относительной плотности экзотермического брикета различные составляющие сближаются и фиксируются относительно друг друга [8]. Это приводит к более полному процессу восстановления оксидов магния и предотвращает интенсивное взрывное протекание процессов восстановления.

В ходе проведения третьей серии экспериментов получены данные о влиянии глубины введения в металлический расплав брикетов на степень десульфурации жидкого чугуна (рис. 3).

С ростом глубины ввода возрастает степень десульфурации, что связано с увеличением длительности всплывания пузырька паров магния. Вследствие этого увеличивается продолжительность протекания реакций взаимодействия магния и серы в расплаве. Полученная зависимость в полной мере отображает хорошо изученные процессы обработки железоуглеродистых расплавов металлическим магнием [9]. Таким образом, минимальной глубиной введения экзотермического брикета, обеспечивающей степень десульфурации не менее 50 %, является удаление на 50 мм от поверхности расплава в тигле.

Выводы

1. Проведен анализ влияния технологических факторов на степень десульфурации жидкого чугуна при обработке экзотермическими брикетами, содержащими оксид магния.
2. Определено, что протекание процессов алюмотермического восстановления оксидов магния происходит по тем же закономерностям, что и процесс самораспространяющегося синтеза со стадией восстановления.
3. Установлено, что максимизация степени десульфурации достигается при применении экзотермической смеси дисперсностью 100–200 мкм, относительной плотности не ниже 50 % и введении экзотермических брикетов в объём жидкого расплава на глубину не менее чем 50 мм.

Библиографический список

1. Поживанов А.М., Шаповалов А.П., Кухарчев В.М. и др. Производство стали с высокими свойствами путем внепечной обработки металла // *Сталь*. – 1986. - № 9. - С. 19–22.
2. Рыбаков Г.В., Плискановский А.Т., Морозов Ю.А. и др. Комплексная внепечная обработка стали для газонефтепроводных труб северного исполнения // *Сталь*. - 1990. - № 3. - С. 43–45.
3. Бойченко Б.М., Низяев К.Г., Стоянов А.Н., Молчанов Л.С., Раевская Н.В. Технология обработки чугуна магnezитосодержащими брикетами // *Научн.-техн. конф. «Инновационные технологии внепечной металлургии чугуна и стали»*. Донецк, 25–26 октября 2011г. – Донецк – С. 38–41.
4. Мержанов А.Г. Концепция развития СВС как области научно-технического прогресса – Черногловка: Территория, 2003. – 368 с.
5. Левашов Е.А., Рогачёв А.С., Юхвид В.И., Боровинская И.П. Физико-химические и технологические основы самораспространяющегося высокотемпературного синтеза. – М.: ЗАО «Издательство БИНОМ», 1999. – 176 с.
6. Амосов А.П., Боровинская И.П., Мержанов А.Г. Порошковая технология самораспространяющегося высокотемпературного синтеза материалов. – М.: Машиностроение–1, 2007. – 472 с.
7. Левашов Е.А., Рогачёв А.С., Юхвид В.И., Боровинская И.П. Физико-химические и технологические основы самораспространяющегося высокотемпературного синтеза. – М.: ЗАО «Издательство БИНОМ», 1999. – 176 с.
8. Клубович В.В. Ультразвук в процессах самораспространяющегося высокотемпературного синтеза. – Минск: БНТУ, 2006. – 279 с.
9. Бойченко Б.М., Охотский В.Б., Харлашин П.С. Конвертерне виробництво сталі: теорія, технологія, якість сталі, конструкції агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія: Підручник. – Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-ВАЛ», 2006. – 456 с.



УДК 669.18

Охотский В.Б. /д.т.н./

НМетАУ

Эволюция сталеплавильных технологий. Конвертирование

Изложена история становления и развития кислородного конвертирования на заводе. Проанализированы некоторые его физико-химические процессы. Ил. 4. Библиогр.: 3 наз.

Ключевые слова: кислородное конвертирование, физико-химические процессы

Успехи бессемеровского цеха ДМЗ им. Г.И. Петровского и его начальника С.Г. Афанасьева, ставшего руководителем конвертерной лаборатории ЦНИИЧМ, в постоянном творческом поиске [1] сыграли свою роль в том, что завод был определен как первопроходец в освоении нового кислородно-конвертерного процесса. 19.02.1956 был пущен кислородный цех, а 21.09.56 продута первая плавка в реконструированном цехе.

Конвертер. Конвертеры объемом 16,5 м³ работали вначале с садкой 20 т, а позже были заменены на новые объемом 20 м³ и садкой 25 т (1958). К 1962 г. к ней добавили 4,2 т, а в 1966 г. она достигла 35 т. При реконструкции ККЦ (1975) были поставлены конвертеры объемом 43 м³ и садкой 50 т, а в дальнейшем, благодаря искусству заводских инженеров, они достигли сегодняшних 50 м³ и 67 т.

Фурма. Первоначально интенсивность продувки I_{O_2} составляла 60 м³/мин. В короткие сроки были опробованы фурмы с диаметром сопла $d_c = 80$ мм, сопло Лавалья, с вертушкой но уже к первой статье, положившей начало информационной эпохе кислородного конвертирования [2], остановились на одноканальной фурме с поджатым (конически сходящимся) соплом Ø42 мм, подняв расход кислорода до 75-80 м³/мин, при стойкости фурмы 1400 плавов, что обеспечивалось высоким содержанием в чугуне 1-1,8 % Mn и, хотя приводило к выбросам, но позволяло держать постоянной высоту фурмы в номинальном положении $h_{\phi} = 800$ мм. Установка интегратора расхода кислорода (1962) также стабилизировала работу операторов.

В 1961 г. в Японии появились первые многоканальные фурмы, но публикация о них, по понятным причинам, задержалась до 1963 г. ККЦ ДМЗ стал первым цехом, где была освоена (1964) работа 3-канальных фурм, причем в неиспользованном до этого варианте. В начале кампании конвертера при глубокой ванне работала новая фурма при смягченном дутьевом режиме, а во второй половине – фурма с поджатым соплом, что повысило выход годного на 1,1 %, увеличило основность конечного шлака до 3, а стойкость футеровки – на 18 %, благодаря смене места его локального износа. При смене фурмы в 1965 г. на многоканальные фурмы перешли все ККЦ страны.

При реконструкции ККЦ (1975) была освоена работа 5-канальных фурм (1977). Используя закономерности процесса окисления углерода вместе с ДМетИ была разработана методика расчета сопел для продувки по допустимым, с точки зрения газовыделения, расходом кислорода 200/165 м³/мин (1976), что сократило продолжительность продувки на 2 мин, удельный расход кислорода и потери металла, которая используется и сегодня и осуществляется в автоматическом режиме.

Исследование процесса заматалливания наконечника фурмы показало связь выноса металла с процессом шлакообразования, что стало отправной точкой для разработки метода управления дутьевым режимом.

Для увеличения приходной части теплового баланса процесса ККЦ пошел по пути изыскания метода увеличения степени дожигания монооксида углерода в диоксид с использованием сначала 10-канальной (1995), а позже – 12-канальной фурмы (2010), изменяя соотношение количества дутьевых и для дожигания сопел и подаваемого ими кислорода, показав возможность увеличения удельного расхода лома на величину порядка 10 кг/т.

Все эти годы вместе с НМетАУ шли поиски стабилизации работы фурмы опробованием цельнолитого (1997) и штампованного (2002) варианта ее изготовления на основе изучения динамики износа сопел (2002), информационного поиска и прогнозирования изменения ее конструкции, использования модульного принципа оптимизации последней (2007), и сегодня ее стойкость превышает 1000 плавов.

Шихта. Работа конвертеров начиналась на чугуне, содержащем 1-1,8 % Mn, что отвечало ситуации того времени, (например, в Австрии это было (до 2,6 %), но было неэкономично и снижено к 1970 г. до 1 %, а сегодня составляет менее 1 % при оптимальном для выхода годного его содержания 0,5-0,7 %, а кремния 0,8 %.

Тепловой баланс процесса первоначально сводился с использованием железной руды, а также вдуванием вместе с кислородом 20 л/мин воды для уменьшения содержания пыли в отходящих газах в условиях становления работы газоочистки, но в скором времени от нее отказались. В 1960-х гг. постепенно наращивалась величина металлодобавки наряду с рудой, а с 1975 года – уже без руды.

В 1986 г. впервые в отрасли была освоена технология продувки с присадкой в ходе ее 1-2,2 т/мин стальной стружки с реконструкцией шихтоподачи. Это позволило довести удельный расход стружки до 100 кг/т (в среднем 40 кг/т) и довести общий удельный расход металлодобавки до 200-210 кг/т. Были освоены тепловой режим и технология присадки стружки в миксер. В условиях дефицита металлолома 1990-2000-х гг. начали работать

с использованием скрапа из шлаковых отвалов, опробовали добавки окатышей, а с 2001 г. плавка охлаждается железосодержащими брикетами (ЖСБ).

Широкий поиск для диверсификации железосодержащих материалов, использовавшихся в ККЦ, позволил путем статистической обработки оценить (2010) каждый из них по участию в формировании массы стали, содержанию в ней S, P, C_v, Cr, Ni, управляемость процессом по относительным отклонениям углерода и температуры на первой повалке, доли плавок с промежуточным скачиванием шлака, цене в Интернете и определить его рейтинг. Меняющаяся конъюнктура на внутреннем и внешнем рынке требует проведения такой работы постоянно.

Еще в 1960 гг. УкрНИИМ проанализировал работу конвертеров на известняке и извести, в 1961 – перешли на продувку без скачивания шлака при использовании плавикового шпата, а в 1965 – опробовали работу на горячей извести, позволяющей сэкономить шпат. Последняя идея дала толчок к разработке оборудования и технология использования тепла конвертерных газов для обжига известняка. Была разработана технология с применением рудно-известняковых брикетов.

Технология. Более, чем полувековая, история ККЦ прошла в условиях принципиального отличия от обычных условий продувки через Г-образную фурму и ограниченной возможности регулирования дутьевого режима, шлакообразования и контроля хода процесса, что компенсировалось исключительно искусством высококвалифицированного персонала.

Первые пять лет продувка велась с промежуточным скачиванием шлака, помогавшим решать проблемы десульфурации и выбросов. Однако, сопоставление материальных балансов мартеновского, бессемеровского и нового процесса оказалось не в пользу последнего и от него отказались. К решению возникших проблем начали идти еще в исследованиях (1958), показавших, что совершенствование технологии идет через регулирование положения фурмы и ограничение основности шлака и его вязкости, установив, что шлак может гетерогенизироваться (1964), ассимиляция извести зависит от соотношения Mn/Si в чугуна (1965), а десульфурацию металла может ускорить добавка марганцевой руды (1965).

Вопросы десульфурации интересовали отечественных и зарубежных конвертерщиков и появилась идея удалять серу в газовую фазу, используя мягкий дутьевой режим (Германия, 1962). Этот вопрос исследовался в ККЦ завода и даже вызвал полемику на страницах журнала «Сталь» (1965, 1966) между заводскими специалистами: главным инженером и начальником цеха с одной стороны и мастером продувки (в будущем начальником технического управления республиканского Минчермета) с другой. Дальнейший анализ вопроса показал, что при обычном дутьевом режиме горн удаляется в газовую фазу в связи с тотальным сжиганием металла в первичной зоне взаимодействия, что составляет около 10 % всей десульфурации [2], а мягкий дутьевой режим, увеличивающий степень удаления серы таким путем может использоваться только при комбинированной продувке, предотвращающей выбросы.

В 1987 г. была разработана технология комбинированной продувки на 60-т конвертерах завода с донной продувкой N₂ и Ar через блоки с диаметром отверстий до 3 мм. Во избежание сворачиваемости шлака была увеличена высота фурмы над уровнем ванны. Количество плавок с выбросами уменьшилось в 2,4 раза, содержание остаточного марганца на первой повалке увеличилось, а углерода уменьшилось, на 8 % сократился удельный расход кислорода. Такие разработки осуществлялись во всех ККЦ страны в 1980-х гг., но в дальнейшем в связи с изменением экономического положения не были внедрены. В 2008-2010 гг. сообщалось о работе комбинированной продувкой в ККЦ-2 НЛМК при выплавке особонизкоуглеродистой стали.

В ККЦ завода была разработана (1997) технология регламентированной продувки, позволяющая избегать выбросов в условиях изменяющегося содержания Si в чугуна, в том числе более 1 %, или, при необходимости, оптимизировать выбор момента для промежуточного скачивания шлака.

Футеровка. С момента пуска конвертера завода в течение почти сорока лет работали на периклазошпинелидной футеровке при производстве кирпича для нее в огнеупорном цехе завода. Непрерывно совершенствуя технологию ее изготовления и эксплуатации, уже в 1958 г. стойкость футеровки была увеличена по сравнению с исходной в 2,5 раза, а в дальнейшем удельный расход кирпича сократился с 37 до 16 кг/т (1965). Исследование топографии износа на одно – (1959) и трехканальной (1961) фурме позволило установить влияние на нее дутьевого режима, а закономерностей строения реакционного слоя (1959) – состава шлака. Благодаря работе на магнезиальных шлаках (1966) стойкость футеровки повысилась на 20 %. Были проведены стендовые испытания плазменного торкретирования с высокой прилипаемостью торкрет-массы (1972). Но наступала эпоха миниреволюционных решений.

В начале 1970-х гг. в Японии начались разработки периклазоуглеродистых огнеупоров (ПУО), которые со временем пришли на смену смоло- и пекосвязанным огнеупорам. Завод стал первым в Украине, который в 1994 г. использовал новый материал. За прошедшие годы на современном научном уровне были исследованы все аспекты проблемы. Химический и фазовый состав и структура реакционного слоя, выполнен рентгеноструктурный и петрографический анализ служившего огнеупора, изучена динамика износа футеровки в ходе кампании конвертера с использованием лазерного интерферометра и влияние на нее содержания в огнеупоре углерода и антиоксидантов, условий продувки и других факторов процесса, использованы магнезиальные брикеты для увеличения продолжительности кампании конвертера, определен оптимальный для стойкости расход

кислорода. Достигнутые показатели обеспечивают ритмичную работу ККЦ.

Управление. На основе изучения процесса под реконструкцию ККЦ (1975) впервые в Украине был разработан акустический метод динамического контроля продувки в режиме сначала «советчика оператора», а затем «советчика мастера». Оборудование и технология были тиражированы в семи ККЦ страны и куплены для МК «OST» (ГДР). Подобными системами в 1970-1980-х гг. были оснащены многие ККЦ Западной Европы, США, Канады, а в 2000-х они принимаются в эксплуатацию в ККЦ КНР и Латинской Америки.

В 1985 году был осуществлен механизированный отбор проб металла из конвертера, сокративший продолжительность плавки на 3 мин. Вместе с НМетАУ разработана компьютерная модель процесса для управления плавкой в статическом режиме.

Наука. Еще в 1960-х завод вместе с ДМетИ и КПИ начал фундаментальное исследование закономерностей физико-химических процессов кислородного конвертирования. Анализ накопленной за эти годы информации на основе наших знаний о нем сегодня [3] представляет интерес для дальнейшего совершенствования технологии и оборудования.

В качестве характерных периодов дутьевого режима конвертеров завода выбраны: 1) 1956 г. (количество сопел $n_c = 1$, поджатое сопло); 2) 1960 г. (увеличена интенсивность продувки); 3) 1967 г. ($n_c = 1$, сопло Лавалья); 4) 1967 г. (увеличена интенсивность продувки, $n_c = 1$ (а) и $n_c = 3$ (б)); 5) продувка по допустимым расходам кислорода в современном режиме (2011). На рис. 1а-г соответствующие арабские цифры проставлены около экспериментальных данных, а римские - около результатов расчета соответствующих процессов по [3].

На рис. 1а сопоставлены фактическая глубина конвертерной ванны h_b и рассчитанная глубина зоны взаимодействия L , а на линии I $h_b = L$. Очевидно, что уже с начала 1960-х годов струя кислорода пробивает ванну, что иногда оставляет на днище конвертера соответствующие следы. Работа в режиме $L = h_b$ интенсифицирует перемешивание ванны, но по мере износа футеровки и уменьшения h_b может вызвать усиленный износ днища вплоть до его прогара, от которого страшает невозможность опускать Г-образную фурму в любое нужное положение.

Минимизация высоты всплесков металла и его уноса достигается при определенном соотношении высоты фурмы h_f и глубины ванны. Обычно h_f располагается выше линий Ia и Ib, рассчитанных для угла наклона сопел к вертикали, соответственно, 0 и 15°. Исключение составляет точка 5а (1977), когда осваивался дутьевой режим конвертеров после реконструкции ККЦ.

Высота внутреннего пространства конвертера H_k должна быть больше высоты всплесков металла h_s во избежание заматывания горловины конвертера и кессона, снижения выхода годного, что отвечает рассчитанной линии I на рис. 1в. Это условие было нарушено только в 1967 г. при испытании одноканальной фурмы с соплом Лавалья (точка 3), которую пришлось снять после 86 плавов. В дальнейшем это условие выполняется путем подбора h_f по мере износа футеровки, что свидетельствует о мастерстве операторов, работающих в отсутствие

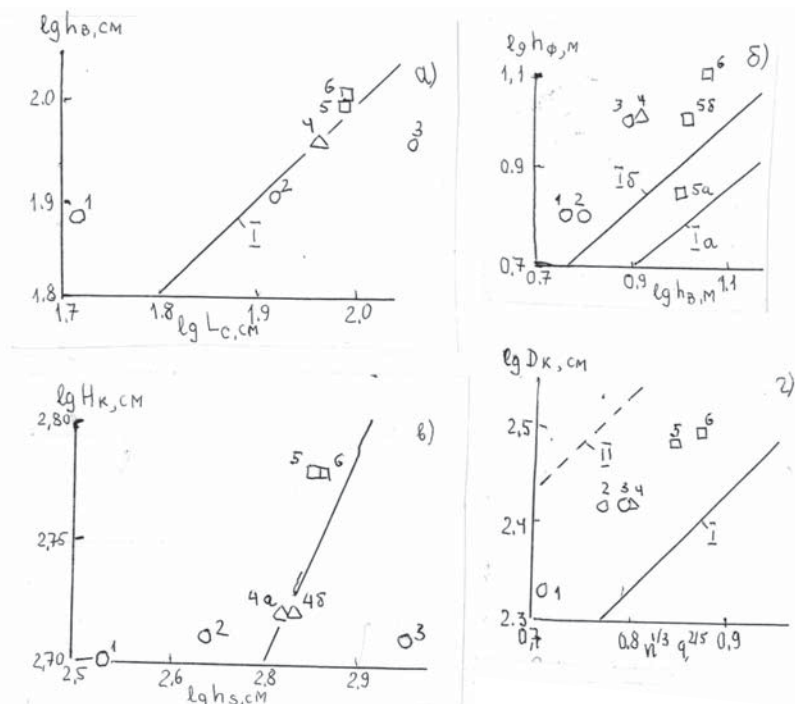


Рис. 1. Соотношение параметров h_b и L (а), h_f и h_b (б), H_k и h_s (в), D_k и D зоны взаимодействия

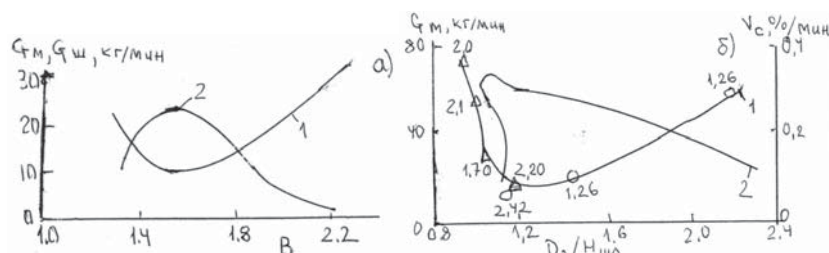


Рис. 2. Интенсивность выноса из конвертера металла и шлака в зависимости от основности шлака (а) и отношения $D/H_{ш}$ (б)

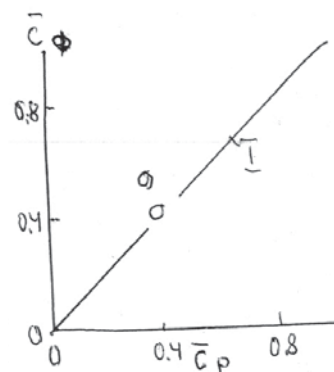


Рис. 3. Сопоставление фактического и рассчитанного содержания углерода в выносимом металле

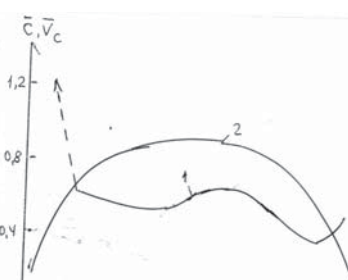


Рис. 4. Динамика процесса окисления углерода

современных методов контроля процесса.

Выбросы шлака предотвращаются при условии, что поперечный размер вторичной зоны взаимодействия (пузыря, всплывающего в ограниченном пространстве конвертера), зависящего от количества сопел n_c и расхода кислорода на одно сопло q_1 и пропорционального комплексу $h_c^{1/3} q_1^{2/5}$, должна определенным образом соотноситься с диаметром конвертера D_k . В противном случае всплывание идет в пробковом (наружном) режиме, что сопровождается выбросами вспененной шлако-металлической эмульсии. На рис. 1г рассчитанная для этого условия линия I в предположении сферической и II-чашеобразной формы пузыря расположены, соответственно, ниже и выше фактического соотношения, описываемого уравнением

$$D_k = 42,16 n_c^{1/3} q_1^{2/5}, \quad (1)$$

где D_k , см; q_1 – м³/мин.

Наступление выбросов зависит от количества и степени вспененности шлака. На 35-т конвертере завода в ходе продувки измерялась интенсивность выноса металла и шлака (G_m , $G_{ш}$, кг/мин), которые на рис. 2а представлены линиями 1 и 2 в зависимости от основности $B \equiv CaO/SiO_2$ выносимого шлака. Максимум его вспенивания и рост $G_{ш}$ (линия 2) приходится на $B \equiv 1,5-1,6$, соответствующую появлению и росту в шлаке количества $2CaO \cdot SiO_2$ [3], что минимизирует интенсивность выноса металла G_m . В соответствии с рис. 2б, величина G_m зависит также от отношения диаметра всплывающего пузыря D к высоте вспененного шлака $D/H_{ш}$ (линия 1), минимизируясь приблизительно при $D/H_{ш} = 1,1-1,2$, увеличиваясь образующимися всплесками металла при меньшем отношении вследствие роста B (цифры у точек) и сворачивании шлака и росте V_c (линия 2) (левая часть линий 1 и 2) и при росте $D/H_{ш} > 1,2$, пробы шлака пузырем и увеличении выноса капель металла (правая часть).

Капли металла в шлаке обезуглероживаются в соответствии с уравнением (2) из [1], а фактическое отношение $\bar{C}_\phi \equiv C_n / C_s$ приблизительно равно рассчитанному $\bar{C}_p$ (рис. 3), как показывает усреднение экспериментальных данных в интервалах температуры ванны t_v и их положение относительно линии равных значений I. Окисление углерода из капель вызывает вспенивание шлака.

На рис. 4 для 35-т конвертера завода представлено изменение отношения содержаний углерода в выносе и ванне $\bar{C}$ и приведенная по максимальной скорости выгорания углерода $\bar{V}_C$ в ходе продувки, представленном, как изменение содержания углерода в ванне C_v . В начале продувки, когда преимущественно окисляется кремний и марганец величины $\bar{C}$ и $\bar{V}_C$ возрастают. Очевидно, ванна только начинает постепенно приходить в движение в силу значительной инерции и зона взаимодействия недостаточно интенсивно обменивается с периферийными участками ванны, что вызывает локальное снижение содержания углерода. В дальнейшем, при приблизительно 3% углерода перемешивание интенсифицируется и величина $\bar{C}$ достигает максимума. При содержании углерода менее 1 % наступает момент, когда интенсивность поступления в ванну кислорода дутья превосходит интенсивность его использования и избыточный кислород, растворяясь в металле, вызывает окисление углерода и кипение на футеровке конвертера. Это способствует вымешиванию периферийных участков ванны, поступлению углерода в зону взаимодействия и резкого увеличению $\bar{C}$ (показано пунктиром). Визуально это фиксируется как увеличение интенсивности излучения факела над горловиной конвертера и шума от сгорания монооксида углерода.

Таким образом, на заключительном этапе продувки степень гомогенизации ванны по углероду и температуре может быть различной в зависимости от предшествующих условий и чаще встречается при холодном ходе процесса. Это увеличивает вероятность ошибки оператора при повалке на нужном содержании углерода и заметной разницы между содержанием углерода в пробе на повалке и на разливке.

Выводы

Изложен ход становления и развития кислородного конвертирования в условиях завода и проанализированы протекающие физико-химические процессы.

Библиографический список

1. Охотский В.Б. Эволюция сталеплавильных технологий. Бессемерование // Металлург. и горноруд. пром-сть. - 2012. № 7. – С. .
2. Афанасьев С.Г., Шумов М.М., Энштейн З.Р. и др. // Сталь. - 1957. - № 8. С. 693-700.
3. Охотский В.Б. Модели металлургических систем. – Днепропетровск: Системные технологии, 2006. – 287 с.



УДК 669.184.244

Величко А.Г. /д.т.н./, Чернятевич А.Г. /д.т.н./
НМетАУСущенко А.В. /к.т.н./
Приазовский ГТУЧернятевич И.В. /к.т.н./
ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»

Рациональные конструкции многосопловых наконечников для кислородно-конвертерных фурм

Разработаны и предложены к промышленному использованию в конвертерных цехах СНГ рациональные конструкции наконечников кислородных фурм, характеризующиеся простотой изготовления и пониженной материалоемкостью. Ил. 4. Библиогр.: 7 назв.

Ключевые слова: конвертер, кислородная фурма, конструкция наконечника, продувка ванны

It was developed and offered for the commercial use in the converter shops of the Former Soviet Republics the rational oxygen lance tips design, characterized by the ease of manufacture and reduced materials consumption.

Keywords: converter, oxygen lance, tips design, bath blowing

Введение

В основе кислородно-конвертерного процесса лежит взаимодействие кислородных струй с металлической, шлаковой и газовой фазами рабочего пространства агрегата. Режим подачи верхнего кислородного дутья, конструкция фурмы оказывают большое влияние на длительность продувки, процесс шлакообразования, интенсивность образования выбросов и выносов, состав и выход жидкого металлического полупродукта, стойкость футеровки конвертера. Однако кислородные многосопловые фурмы не всегда удовлетворяют требованиям технологии, часто имеют сложную конструкцию и недостаточную стойкость. В этой связи вопросы совершенствования конструкций наконечников кислородных фурм и организации с их помощью надлежащего хода продувки конвертерной ванны продолжают оставаться актуальными.

На металлургических предприятиях бывшего СССР эти вопросы успешно решались путем привлечения отечественных разработок и изготовления предложенных конструкций наконечников непосредственно в механических цехах, обслуживающих сталеплавильное производство. В настоящее время, в условиях рыночной экономики, ряд металлургических предприятий прекратил собственное производство наконечников и перешел на закупку и эксплуатацию более дорогостоящих изделий зарубежных машиностроительных фирм. Что важно, прослеживается дальнейшее усиление тенденции закупки зарубежного сменного сталеплавильного оборудования с игнорированием интересов отечественного машиностроительного комплекса.

Поэтому представляется интересным проанализировать современный уровень зарубежных разработок наконечников кислородных фурм, а также наметить пути совершенствования конструкций и технологии производства конкурентоспособных отечественных наконечников фурм.

Состояние вопроса

В настоящее время на рынок СНГ активно внедряются немецкие фирмы «Saar Metall» и «Impact GmbH», предлагающие к использованию в наших конвертерных цехах с агрегатами емкостью от 160 до 370 т 5–6-ти сопловые наконечники для верхних фурм на расход кислорода от 400 до 1500 м³/мин. В этом направлении указанными фирмами достигнут определенный успех. По имеющейся информации 6-ти сопловые фурменные наконечники этих фирм нашли свое постоянное применение в новом конвертерном цехе ПАО «Алчевский МК» и реконструированном цехе ОАО «Нижнетагильский МК» (Россия) [1]. Проведено также опробование предложенных конструкций наконечников в работе кислородно-конвертерных цехов ОАО «Азовсталь», ОАО «Новолипецкий МК» и ОАО «Череповецкий МК» (Россия) [2], а также ПАТ «АрселорМиттал Темиртау» (Казахстан). К сожалению, достигнутые результаты постоянной эксплуатации и опробования в работе наконечников фирм «Saar Metall» и «Impact GmbH» в условиях кислородно-конвертерных цехов СНГ не освещены в технической литературе, а появившиеся отрывочные сведения [1, 2] не позволяют иметь представление о преимуществах и недостатках закупленной продукции.

Согласно рекламной информации и материалам статьи [3], фирмой «Saar Metall» отработаны комбинированные ковано-сварно-паяные конструкции наконечников (рис. 1), в то время как фирма «Impact GmbH» представляет на рынок литые наконечники (рис. 2).

Основными преимуществами ковано-сварно-паяных изделий (рис. 1), собранных из нескольких частей, по сравнению с литыми (рис. 2), по мнению производителя [3] являются:

- наличие торцевой штампованной медной чаши (рис. 1), включающей штампованные выступы под сопла, которая обладает более высокой теплопроводностью и мелкозернистой структурой, способствующей повыше-

© Величко А.Г., Чернятевич А.Г., Сущенко А.В., Чернятевич И.В., 2012 г.

нию механической прочности;

- гладкая внутренняя поверхность наконечника, что улучшает передачу тепла охлаждающей воде, поскольку скорость протекания последней выше по сравнению с достижимой в литых каналах;

- отсутствие специальных требований к расположению каналов для охлаждающей воды, налагаемых условиями отливки, что дает возможность обеспечить относительно небольшой канал для прохождения воды между внутренней поверхностью наконечника и водяным отражателем и достичь тем самым более высокой скорости протекания воды.

Вместе с тем, конструкция (рис. 1) в сравнении с (рис. 2) обладает следующими недостатками:

- повышенная сложность и трудоемкость изготовления, что связано с большим количеством составных частей (деталей) наконечника, требующих соответствующей механической обработки исходных заготовок, чтобы в конечном виде получить торцевую чашу с просверленными выходными участками сопел Лавала, промежуточные сопловые вставки, верхнюю чашу с отверстиями, водяной отражатель, соединительные вставки с центральной, промежуточной и наружной трубами ствола фурмы;

- соответственно большее количество сварных и паяных соединений указанных деталей, что отрицательно сказывается на технологии сборки и стойкости наконечника в процессе эксплуатации.

Литая конструкция наконечника (рис. 2) отличается простотой и меньшей трудоемкостью изготовления, так как имеет меньшее количество составных частей. Связано это с тем, что отлитая медная заготовка после отрезки прибыльной части по своему размеру и конфигурации в максимальной степени приближена к готовой детали соплового блока (рис. 2), включающего торцевую и верхнюю чаши, сопла и водяной отражатель, обеспечивающий при периферийном подводе охлаждающей воды к наконечнику поступление последней в межсопловое пространство.

При этом необходимо отметить, что обеспечение требуемого расхода воды и удовлетворительного охлаждения центра наконечника при используемых конструкциях водяных отражателей (рис. 1, 2) зачастую вынуждает увеличивать расстояние между внутренними поверхностями торцевой и верхней чаш, что сопровождается увеличением длины сопла Лавала сверх расчетных значений. Решается эта проблема выполнением сопла Лавала с расчетными длинами конфузора и диффузора, соединенными цилиндрической частью в критическом сечении.

Анализ предложенных конструкций наконечников фурм

С учетом вышеизложенных конструктивных и технологических особенностей изготовления зарубежных фурменных наконечников (рис. 1,2), а также значительно повышенной их стоимости в сравнении с отечественными разработками авторами предусматривается реализация следующих направлений повышения конкурентной способности нашей продукции.

Прежде всего, для условий работы 160-т конверте-

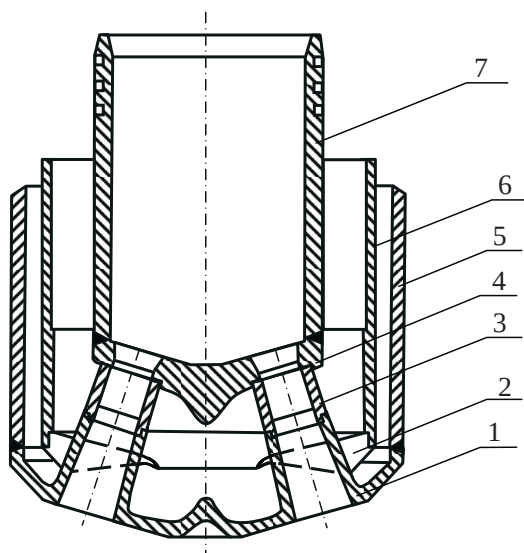


Рис. 1. Конструкция наконечника фирмы «Saar Metall»:
1 - нижняя штампованная чаша; 2 - водяной отражатель; 3 - сопловые вставки; 4 - верхняя чаша; 5 - соединительная вставка с наружной трубой отвода воды; 6 - соединительная вставка с промежуточной трубой подвода воды; 7 - соединительная вставка с центральной трубой подвода кислорода

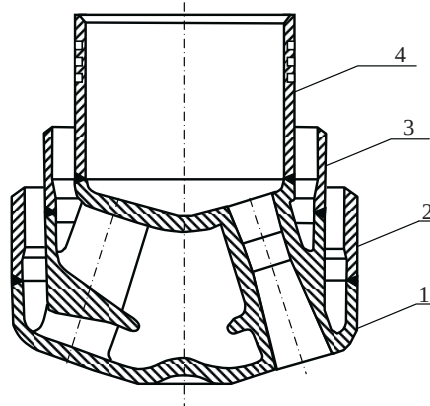


Рис. 2. Конструкция наконечника фирмы «Impact GmbH»:
1 - литой сопловой блок; 2 - соединительная вставка с наружной трубой отвода воды; 3 - соединительная вставка с промежуточной трубой подвода воды; 4 - соединительная вставка с центральной трубой подвода кислорода

ров с интенсивностью подачи кислорода 400-550 м³/мин перспективными являются проверенные в промышленной эксплуатации [4,5] цельноточенные наконечники фурм (рис. 3). Отличительной особенностью предложенной конструкции наконечников (рис. 3) для верхней кислородной фурмы является применение цельноточенного медной кованой заготовки соплового блока, в котором под определенным углом к вертикали размещаются по кругу в один (рис. 3а) или два (рис. 3б) ряда необходимое количество сопел Лаваля (4 или 5 шт.) и цилиндрических (8 или 10 шт), формирующих сверхзвуковые и дозвуковые струи при расходе кислорода 400-550 м³/мин.

При этом осуществляется перераспределение кислорода в определенном соотношении между рядами сопел в случае наконечника с двухрядным размещением сопел Лаваля и цилиндрических (рис. 3б).

В блоке между соплами выполнены цилиндрические проточки для прохода охлаждающей воды. В отличие от известных решений охлаждение цельноточенной головки фурмы осуществляется следующим образом. Вода с необходимым расходом поступает к головке в кольцевом зазоре между штуцером и рассекателем. При этом осуществляется двойное разделение основного потока воды: один поток омывает периферийную поверхность соплового блока с прохождением под торцом рассекателя в кольцевой зазор между ним и наружной трубой фурмы диаметром 219 мм; второй поток по четырем или пяти нижним радиальным межсопловым проточкам направляется в центр блока, а затем по вертикальной и через четыре или пять верхних радиальных проточек со вставленными отводящими трубками направляется в тракт отвода охлаждающей воды между рассекателем и наружной трубой.

Присоединение наконечников (рис. 3) к фурме осуществляется посредством разъемного резьбового соединения штуцера и муфты с обеспечением герметичности посредством размещенного в кольцевом зазоре шнуrowого асбеста. При этом рассекатель телескопически охватывает разделительную трубу фурмы, формируя направленный подвод охлаждающей воды к наконечнику. В процессе монтажа производится только один сварной кольцевой шов при соединении наружной трубы фурмы и вставки головки.

Замена вышедшей из строя головки осуществляется путем разрезки наружной трубы фурмы и последующего выкручивания головки из муфты.

В наиболее прогрессивном варианте возможно присоединение головки к фурме посредством кольцевого скользящего уплотнения с резиновыми кольцами на кислородподводящей трубе [3], что уменьшает механи-

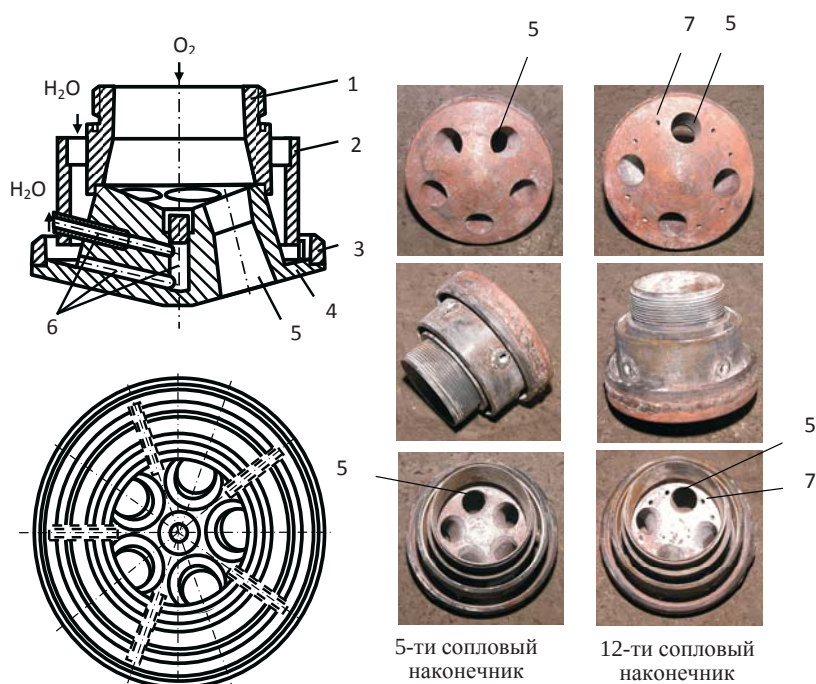


Рис. 3. Конструкции цельноточенных наконечников: 1 – штуцер; 2 – рассекатель; 3 – вставка; 4 – сопловый блок; 5 – сопло Лаваля; 6 – проточки для прохождения воды; 7 – цилиндрическое сопло

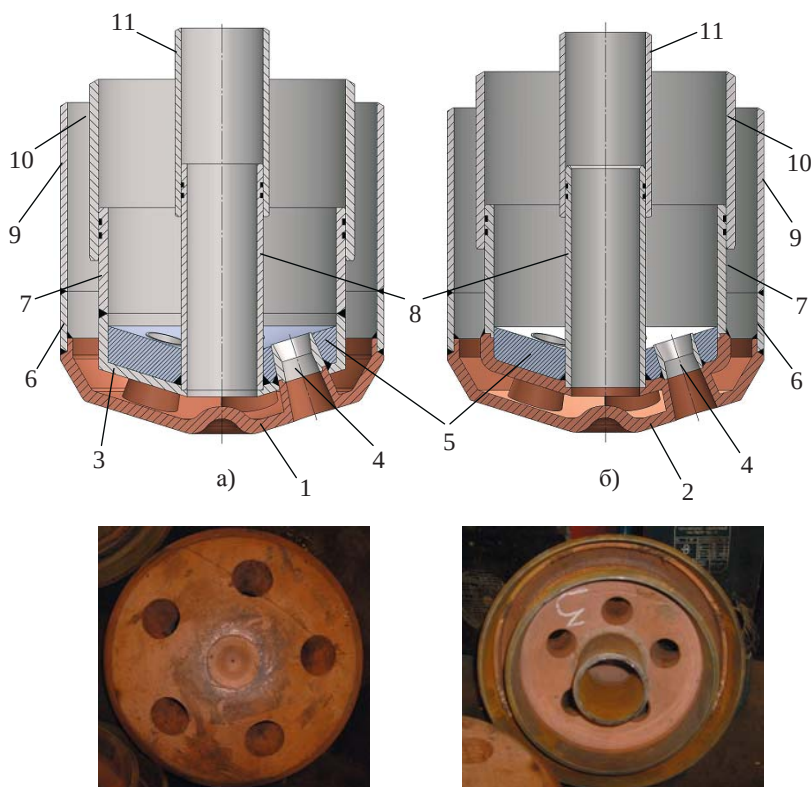


Рис. 4. Предложенные конструкции ковано-сварных (а) и литых (б) наконечников с центральным подводом охлаждающей воды: 1 - нижняя штампованная чаша; 2 - литой сопловый блок; 3 - верхняя чаша; 4 - сопловые вставки; 5 - огнеупорный заполнитель; 6, 7, 8 - наружная, промежуточная и центральная вставки соответственно; 9, 10, 11 - наружная, промежуточная и центральная трубы отвода воды, подвода кислорода и воды соответственно

ческое напряжение непосредственно на головке фурмы и позволяет отказаться от дорогих металлошланговых компенсаторов.

Приобретенный опыт постоянной эксплуатации на 250-т конвертерах [6,7] сварных наконечников фурм с центральным подводом охлаждающей воды дает возможность значительно упростить конструкции (рис. 1, 2), снизить их материалоемкость при достижении надлежащих показателей стойкости. Для условий продувки ванны 250-370-т конвертеров с расходом кислорода 1000-1500 м³/мин через фурмы с наружной трубой диаметром 426 мм перспективными являются следующие конструкции наконечников (рис. 4). В ковано-сварном варианте (рис. 4а) нижняя медная штампованная чаша со штампованными выступами под сопла изготавливается с расчетом, чтобы обеспечить при необходимом расходе охлаждающей воды надлежащую скорость ее прохождения (больше 5 м/с) в каналах между поверхностями нижней и верхней чаш. С таким же расчетом изготавливается литой сопловой блок (рис. 4б). В отличие от конструкции (рис. 1), дополнительные сопловые вставки выступают в кислородподводящий тракт наконечников (рис. 4), тем самым достигаются требуемые конфигурация и размеры составных сопел. При этом, в случае необходимости, во избежание некоторого падения давления кислорода перед соплами межсопловое пространство в кислородподводящем тракте заполняется, например, огнеупорной массой.

Важно также то, что верхняя чаша (рис. 1) и сопловые вставки (рис. 1, 2) изготавливаются из дешевой углеродистой стали, а компенсация теплового расширения наружной трубы фурмы обеспечивается путем применения современной системы скользящих уплотнений с резиновыми кольцами, установленными на центральной и промежуточной вставках наконечника.

Таким образом, предложенные и проверенные технические решения (рис. 3,4) позволяют существенно упростить конструкцию и технологию изготовления ковано-и литейно-сварных наконечников кислородных фурм с обеспечением высокой их стойкости и снижением затрат на производство. Авторы готовы на взаимовыгодной основе поделиться информацией и оказать содействие заинтересованным организациям в изготовлении и продвижении на рынок СНГ разработанных конструкций наконечников.

Выводы

Разработаны и предложены к использованию в кислородно-конвертерных цехах СНГ ковано-сварные и литейно-сварные наконечники кислородных фурм для 160-370-т конвертеров, работающих с интенсивностью продувки ванны кислородом 400-1500 м³/мин.

Библиографический список

1. Данилин Ю.А., Виноградов С.В., Мухранов Н.В. Освоение комбинированной продувки жидкой конвертерной ванны на Нижнетагильском металлургическом комбинате // БНТИ Черная металлургия. - 2010. - № 4. - С. 27-29.
2. Развитие сталеплавильного производства на ЧЕРМК / А.Н. Луценко, В.Г. Ордин, С.Б. Ерошкин и др. // Тр. XI конгресса сталеплавателей (Нижний Тагил, 3-8 октября 2010 г.). - М.: ОАО «Черметинформация», 2011. - С. 74-77.
3. Современные разработки многосопловых головок фурм для конвертеров ЛД и взаимосвязь между конструкцией головки фурмы и металлургическими результатами / Д.П. Коттедж, Г.Л. Эколс, Д. Шуп, К. Энлер // БНТИ Черная металлургия. - 1993. - № 1. - С. 21-25.
4. Современное состояние и направления совершенствования конструкций кислородных фурм для продувки конвертерной ванны / И.В. Чернятевич, Е.Н. Сигарев, А.Г. Чернятевич // БНТИ Черная металлургия. - 2008. - № 12. - С. 23-27.
5. Пат. 12678 Украина, МПК C21C 5/48. Фурмена головка / А.В. Сокурченко, В.О. Шеремет, А.В. Кекух [та інш.]. - № 200508488; заявл. 02.09.05; опубл. 15.02.06, Бюл. № 2.
6. 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.
7. А.с. 1116072 СССР, МКИ C 21c 5/48. Многосопловая фурма для продувки металла. А.Г. Чернятевич, В.И. Баптизманский, К.Г. Носов и др. - № 3575336/22-02; Заявл. 07.04.83; Опубл. 30.09.84. Бюл. № 36.



УДК 669.18.001

Харлашин П.С. /д.т.н./, Куземко Р.Д. /к.т.н./

ГВУЗ «Приазовский ГТУ»

Теплообмен и сопротивление при полете частицы в высокотемпературной зоне

Выполнено моделирование в высокотемпературной зоне межфазного теплообмена и сопротивления негорючей частицы при различных значениях температуры несущего газа, размеров порошка, его плотности и коэффициента динамического запаздывания. Ил. 3. Библиогр.: 5 назв.

Ключевые слова: плотность частиц, межфазное взаимодействие, динамическое запаздывание, эквивалентный диаметр

Modeling of interfacial area in the high heat resistance and non-combustible particles at different temperatures of the carrier gas, the size of the powder, its density and the coefficient of dynamic delay.

Keywords: density of particles, interfacial interaction, the dynamic delay of the equivalent diameter

Принятые обозначения: t – температура, °C; T – абсолютная температура, K; w – скорость, м/с; V – объемный расход газа, истекающего из сопла, м³/мин; δ – эквивалентный диаметр частицы, м; ρ – плотность, кг/м³; λ – коэффициент теплопроводности газа, Вт/(м·K); η , ν – динамическая (Па·с) и кинематическая (м²/с) вязкость окружающего газа; α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·K); $a = \lambda / (\rho_i c_p)$ – коэффициент температуропроводности, м²/с; Q_{ji} – теплота, передаваемая от несущего газа к частицам i -ой фракции, Вт/м³; F_{ji} – сила межфазного взаимодействия, Н/м³; $\psi_i = w_i/w_i$ – коэффициент динамического отставания i -х частиц; C_D – коэффициент аэродинамического сопротивления, ε_i – местный коэффициент объемной концентрации порошка i -х частиц в потоке, q_k , q_n – удельный тепловой поток, передаваемый от горячего газа к частице конвекцией и излучением, Вт/м²; $Re = (w_i - w) \delta_i / \nu$ – число Рейнольдса двухскоростного потока; $Pr = \nu / a$ – число Прандтля; $Nu = a \delta / \lambda$ – число Нуссельта; f – площадь сечения трубки, из которой истекает газовзвесь, м².

Индексы обозначают параметры: Γ , 1, i – параметры газа окружающей среды, несущего газа и частицы i -ой фракции порошка, n – при нормальных физических условиях.

В настоящее время в странах мира объем производства чугуна в доменных цехах, где в горн печах подаются технологические порошки, составляет более 400 млн. т/год [1]. В порошкообразном виде подают не только пылеугольное топливо, но и смесь руды FeO с CaCO₃ и измельченного угля, Fe- руду, Mn-руды, кокс, известняк, серпентин, карбид кальция и др.

Однако, при освоении этой технологии возникли серьезные проблемы. Как показано в [2], при высоких расходах пылеугольного топлива (150–200 кг/т чугуна) степень сгорания частиц угля в фурменной зоне составляет ~70 %. Недогоревшие в фурменном очаге частицы могут поглощаться реакциями с жидким шлаком, вступать в другие реакции вторичной газификации. В период интенсификации работ по вдуванию технологических порошков требуются опережающие методы моделирования поведения частиц порошка в высокотемпературной зоне, причем в достаточном приближении к фурменному очагу доменных печей.

Цель настоящей работы – показать, как тепловой поток межфазного теплообмена Q_{ji} и сила F_{ji} взаимодействия между фазами зависят от размера порошка δ_i , его плотности ρ_i и коэффициента динамического отставания ψ_i инертной частицы.

1. Физическая модель

Сферические частицы i -ой фракции с начальной скоростью и температурой w_i и t_i перемещаются в потоке разогретого до температуры t_1 воздуха, истекающего из фурмы. Как показано в работе [3], на длине фурменного очага $l = 0$ –2 м азота содержится 59–50 %. Частицы порошка по мере их движения разогреваются. Принято, что частицы имеют шарообразную форму, являются не реагирующими или горючими, но тогда рассматривали период их нагрева до выхода летучих. Модель разработана для полидисперсного потока с разной массовой долей g_i порошка различных фракций. Оценочные расчёты, приведенные в работе [4] показали, что при нагреве мелких частиц и высокой скорости газовзвеси конвективный тепловой поток значительно выше лучистого. Так, при температуре $t = 1720$ °C и скорости $w_i = 100$ м/с. отношение этих потоков $q_k/q_n = 3,38/0,098$. В настоящей работе лучистым теплообменом между окружающей средой и частицами пренебрегли.

2. Моделирование теплообмена и сопротивления

Задаваясь с последующей проверкой объемной долей газа в дисперсной смеси $\varepsilon_1 = 0,94$, из уравнения неразрывности для газовой фазы находили, что скорость истекающего из сопла несущего газа составляет

$$w_1 = m_1 / (\varepsilon_1 \rho_1 f) = \rho_n V_n / (\varepsilon_1 \rho_1 f). \quad (1)$$

Концентрацию порошка i -ой фракции рассчитывали как

$$\mu_i = g_i m_i / m_1 = g_i m_i / \rho_n V_n. \quad (2)$$

Для каждой i -ой фракции твердой фазы определяли коэффициент динамического отставания

$$\psi_i = w_i / w_1. \quad (3)$$

Совместно решая уравнение (1) – (3), легко показать, что объемная доля частиц каждой i -ой фракции в смеси равна

$$\varepsilon_i = (1 + \frac{\psi_i \rho_i}{\mu_i \rho_1})^{-1}. \quad (4)$$

Для полидисперсного потока проверкой правильности решения задачи является условие $\sum \varepsilon_{ijk} = 1$. Коэффициент аэродинамического сопротивления частиц каждой i -ой фракций рассчитывали по уравнению

$$C_{Di} = \frac{24}{Re_{li}} (1 + 0,179 \sqrt{Re_{li}} + 0,013 Re_{li}) \varepsilon_i^{-2n};$$

$$Re_{li} = (w_1 - w_i) / \nu_1, \quad (5)$$

где $n = 2,5-4$ – коэффициент структуры потока.

Межфазный теплообмен рассчитывали по следующей схеме. При $2 < Re < 100$ для определения числа Нуссельта использовали формулу Маршала – Ранца

$$Nu_{li} = 2 + 0,6 Re_{li}^{0,5} Pr^{0,33}. \quad (6)$$

Объемную плотность конвективного теплового потока от несущего газа к порошку с фракциями, где содержатся i -е частицы, находили по уравнению Ньютона–Рихмана в форме

$$Q_{li} = 6 \lambda_i Nu_{li} (T_1 - T_i) \varepsilon_i / \delta_i^2. \quad (7)$$

Силу взаимодействия газовой фазы с фракцией, содержащей

i -тые частицы, определяли по уравнению [5]

$$F_{li} = 3/4 \cdot C_{Di} \rho_1 (w_1 - w_i) |w_1 - w_i| \varepsilon_i / \delta_i. \quad (8)$$

3. Исходные данные и результаты расчёта

Если производительность доменной печи составляет 3500 т чугуна в сутки, то при расходе 0,2 т технологического порошка на тонну чугуна через каждую из 24 фурм его необходимо подать в горн $m_2 = 20,3$ кг/мин порошка. Расход азота при этом был равен $V_n = 1215$ м³/ч. Принимали, что массовая доля частиц диаметром $\delta_i = 0,1$ мм составляет $g_i = 0,2$. Тогда массовая концентрация i -той фракции $\mu_i = m_i/m_1 = g_i m_i / (\rho_n V_n) = 0,2 \cdot 1215 / (1,25 \cdot 1736) = 0,11$ кг/кг. Температуру газа поддерживали постоянной ($t_g \approx t_1 = 1800$ °C). Температуру частицы в высокотемпературной зоне изменяли в диапазоне $t_i = 800-1600$ °C (на рисунках – ось x), а абсолютное давление поддерживали постоянным и равным $p = 0,4$ МПа. При $t_1 = 1800$ °C и $p = 0,4$ МПа кинематическую вязкость азота принимали равной $\nu = 385 \cdot 10^{-6}$ м²/с. Частицу считали термически тонким телом. Остальные расчётные параметры указаны в подрисуночных подписях к рис. 1-3

На рис. 1 видно, что решающее влияние на Q_{li} оказывает эквивалентный диаметр частиц δ_i . Видно, что, например, при температуре частиц $t_i = 800$ °C отношение тепловых потоков, поступающих к частицам размером δ_i , равном 0,05 мм и 0,2 мм, составляет $Q_{li}^{\delta=0,05} / Q_{li}^{\delta=0,2} = 0,5 / 0,06 = 8,3$. При приближении t_i к температуре окружающей среды ($t_i \approx t_1 = 1800$ °C) влияние δ_i на это соотношение несколько уменьшается, так как масса этих частиц и их количество отличается в 64 раза, а площадь поверхности – в 16 раз. Поэтому чем больше диаметр частиц δ , тем меньше влияние на величину потока теплоты Q_{li} разности температур $\Delta t_i = t_1 - t_i$. На рис. 1 видно, что наиболее мелкие ча-

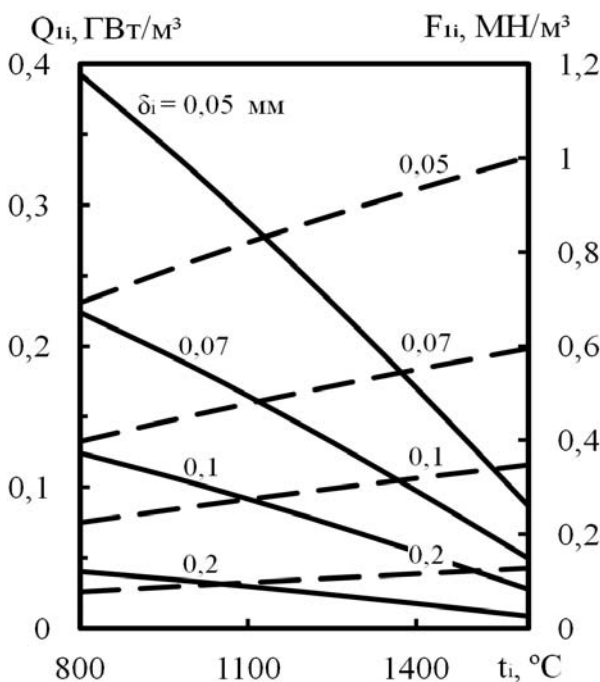


Рис. 1. Влияние диаметра частиц δ_i и их температуры t_i на теплоту Q_{li} и силу F_{li} межфазного взаимодействия. Исходные данные: $\rho_i = 2500$ кг/м³, $w_i = 50$ м/с

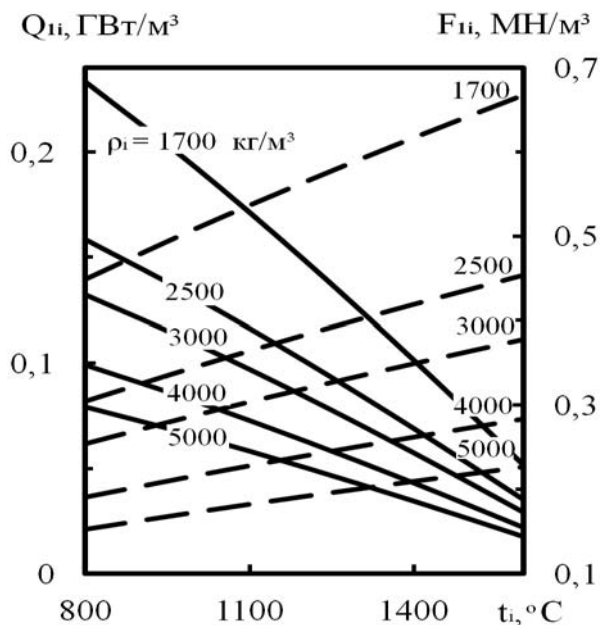


Рис. 2. Зависимость количества переданной теплоты Q_{li} от газа к частицам и силы F_{li} межфазного взаимодействия от плотности частиц ρ_i и их температуры t_i . Исходные данные: $\delta = 0,1$ мм, $w_i = 40$ м/с

стицы отбирают от газа теплоты в $\sim 2,5 - 10$ раз больше, чем более крупные.

Удельная сила межфазного взаимодействия F_{li} с увеличением δ_i снижается, причем тем интенсивнее, чем меньше t_i (рис. 1). Например, при $t_i = 1500^\circ\text{C}$ с увеличением δ_i от 0,05 мм до 0,2 мм отношение $F_{li}^{\delta=0,05} / F_{li}^{\delta=0,2} = 0,9 / 0,12 = 7,5$. Рост F_{li} с увеличением t_i объясняется снижением коэффициента динамического скольжения ψ_i (увеличением Δw_i), прямо зависящего от плотности ρ_i , которая с повышением температуры t_i падает.

Снижение потока теплоты Q_{li} с повышением плотности частиц ρ_i объясняется тем, что уменьшается местная объемная доля ε_i (рис. 2). Влияние температуры t_i на Q_{li} показано выше.

При любом значении ρ_i с увеличением t_i тепловой поток Q_{li} снижается (рис. 2). Однако, чем выше ρ_i , тем ниже ε_i и поэтому тепловой поток $Q_{li}(\rho_i)$ и сила $F_{li}(\rho_i)$ уменьшаются.

Представляет научный интерес, как динамическое запаздывание влияет на $Q_{li}(\rho_i)$ и $F_{li}(\rho_i)$. На рис. 3 видно, что теплота Q_{li} и сила F_{li} существенно зависят от ψ_i . Так, например, при достижении частицей температуры $t_i = 1400^\circ\text{C}$ снижение ψ_i с 0,63 до 0,72 приводит к возрастанию теплового потока Q_{li} с 0,59 МВт/м³ до 0,33 МВт/м³ (рис. 3).

Проверка адекватности модели. Так как выполнить физический эксперимент в высокотемпературной зоне, например, такой как фурменный очаг доменной печи, затруднительно, правильность решения проверим, используя метод тестирования. Так, если

– снижается разность температур $\Delta t_i = t_1 - t_i$, то тепловой поток Q_{li} уменьшается, что естественно (рис. 1);

– повышается t_i , то плотность ρ_i и коэффициент ψ_i уменьшаются, что приводит к росту концентрации ε_i и силы межфазного взаимодействия F_{li} (рис. 1);

– температура $t_i \rightarrow t_r$, то разность температур $\Delta t_i \rightarrow 0$ и тепловой поток $Q_{li} \rightarrow 0$, что не вызывает сомнений (рис. 2);

– коэффициент ψ_i снижается, то это приводит к росту ε_i , что, естественно, вызывает необходимость увеличения потока Q_{li} , воспринимаемого порошком газодисперсного потока (рис. 3).

В дальнейшем необходимо решать эту же задачу для высокотемпературного дисперсного течения, содержащего i, j, k – фракции.

Выводы

Чем меньше размер частиц δ_i , плотность порошка ρ_i и коэффициент динамического отставания фаз ψ_i , тем больше интенсивность межфазного теплообмена Q_{li} , выше диссипация энергии и прирост энтропии, и тем большую силу F_{li} необходимо приложить к системе «газ-частица». В конечном счете для преодоления диссипативных потерь необходимо создавать большее давление после доменного турбокомпрессора, увеличивать затраты энергии на сжатие.

Библиографический список

1. Расчёт и оценка эффективности технологии доменной плавки с применением пылеугольного топлива в условиях ПАО «ММК им. Ильича» / В.С. Бойко, С.А. Матвиенков, С.Л. Ярошевский и др. // Металл и литьё Украины. – 2012. – № 2-3. – С. 7–11.
2. Исследование превращения вдуваемых углей и других порошков в шахтных печах / А.И. Бабич, Д.Г. Зенк, Г.В. Гуденау и др. // Тр. междунар. науч.-техн. конф. «Пылеугольное топливо – альтернатива природному газу при выплавке чугуна». – Донецк: ООО «Технопарк ДонГТУ «УНИТЕХ». – 2006. – С. 181–192.
3. Байбуз А.Г., Васильев А.П., Чайка А.Л. Аналитическое исследование процессов в фурменной зоне доменной печи // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2002. – № 7. – С. 72–73.
4. Колосап Н.В., Куземко Р.Д. Методика расчёта фурмы для вдувания десульфураторов в расплав ковша // Металл и литьё Украины. – 2011. – № 12. – С. 31–35.
5. Косолап Н.В., Харлашин П.С. Исследование разогрева частиц порошка в фурменном очаге доменной печи // Металл и литьё Украины. – 2008. – № 11-12. – С. 11–14.

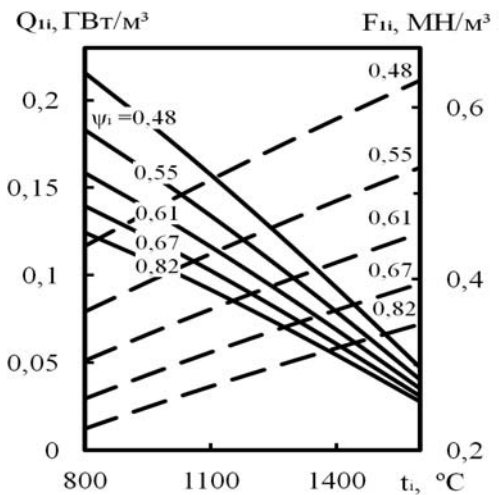


Рис. 3. Влияние диаметра частиц δ_i и их температуры t_i на теплоту Q_{li} и силу F_{li} межфазного взаимодействия. Исходные данные: $\delta = 0,1$ мм, $\rho = 2500$ кг/м³

Интенсификация продувки ванны 330-т конвертеров ОАО «НЛМК»

Освещены результаты гарантийных испытаний комбинированной продувки конвертерной ванны кислородом сверху через фурму с тангенциальным расположением сопел в наконечнике и нейтральным перемешивающим газом через днище агрегата. Ил. 3. Библиогр.: 9 назв.

Ключевые слова: конвертер, комбинированная продувка, кислородная фурма, тангенциальное расположение сопел в наконечнике, кислород, нейтральный газ, донные фурмы

The guarantee tests results of the combined oxygen blowing of converter bath through the top lance with tangential arrangement of the nozzles in the tip and the inert mixing gas through the bottom of the unit were shown.

Keywords: converter, combined blowing, oxygen lance, tangential nozzles arrangement in the tip, oxygen, inert gas, bottom lances

Введение

Согласно программе технического перевооружения сталеплавильного производства ОАО «НЛМК» (Россия) в конвертерном цехе № 2 в октябре 2011 г. приступили к проведению горячих гарантийных испытаний комплекса оборудования 330-т конвертера № 1, поставленного и смонтированного в соответствии с контрактами, заключенными с фирмами ОАО «Азовмаш» (Украина) и «Siemens VAI» (Австрия). Среди принятых по контракту обязательств в зоне ответственности ОАО «Азовмаш» по направлению производительность 330-т конвертера были, в частности, вопросы организации надлежащего дутьевого и шлакового режимов ведения плавки с применением разработанных конструкций верхней кислородной фурмы и наконечников к ней. При этом требовалось обеспечить следующие гарантийные показатели:

- повышенную интенсивность продувки конвертерной ванны кислородом - 1200 и 1500 м³/мин;
- продолжительность продувки - ≤ 18 мин (предельная 20 мин);
- содержание углерода в металлическом полупродукте - ≤ 0,04 %;
- максимальный диаметр настыли на стволе фурмы 700 мм после 15-ти плавов.

Условия определения гарантийных показателей:

- испытания проводятся непрерывно с суммарным временем 72 ч;
- по результатам 25 плавов с расходом кислорода 1200 м³/мин и 25 плавов с расходом кислорода 1500 м³/мин;
- соблюдаются параметры дутьевого и шлакового режимов плавки согласно технологической инструкции «Дутьевой и шлаковый режимы ведения плавки в 330-т конвертере с расходом кислорода 1200 и 1500 м³/мин», разработанной ОАО «Азовмаш» и согласованной с ОАО «НЛМК»;
- отсутствие выбросов из конвертера и простоев, связанных с очисткой элементов газоотводящего тракта и по причине невозможности поворота конвертера.

Состояние вопроса

Выполненный анализ технической литературы [1-4,7], отражающей результаты отработки и освоения в кислородно-конвертерных цехах Украины и России технологии дутьевого и шлакового режимов ведения плавки в большегрузных конвертерах садкой 250-370 т при интенсивности продувки кислородом в пределах 1000-1600 м³/мин показал, что с точки зрения ускорения процесса шлакообразования, проведения продувки конвертерной ванны под вспененным шлаком в режиме «заглубленных» кислородных струй (способствует уменьшению выноса металла и заматывания технологического оборудования), необходимо:

- обеспечить надлежащую конструкцию наконечника фурмы с числом сопел в пределах 6-11 шт. и эффективную систему охлаждения межсоплового пространства во избежание прогара нижней чаши и разгара выходных сечений сопел Лавалья, особенно при изготовлении сварных конструкций наконечника;

- установить оптимальную начальную (период наводки шлака) и рабочую (период интенсивного обезуглероживания ванны) высоту расположения фурмы над уровнем спокойной ванны при данной интенсивности продувки и режиме присадки сыпучих материалов (известь, плавленый шпат, магниевые шлакообразующие материалы, углеродсодержащие теплоносители и др.), чтобы ускорить растворение присаживаемой извести и обожженного доломита с наводкой с самого начала продувки жидкоподвижного высокоосновного шлака с повышенным содержанием оксида магния, предохраняющего футеровку конвертера от повышенного износа;

- установить оптимальные параметры расхода кислорода и высоты фурмы над ванной на окончательном этапе продувки и при вынужденных додувках во избежание переокисления металла и шлака при содержании углерода ниже 0,04 %.

Следует особо отметить, что используемые в настоящее время в кислородно-конвертерных цехах СНГ для продувки ванны 4-7 сопловые наконечники штатных кислородных фурм на расход кислорода 1000-1300 м³/мин не отвечают современным требованиям, прежде всего, с точки зрения стойкости, поскольку имеют:

- сварные швы на нижней чаше наконечника фурмы, эксплуатируемой в условиях интенсивных тепловых потоков от реакционной зоны и выноса капель металла и шлака;

- несовершенную конструкцию водяного отражателя, разделяющего в наконечнике фурмы входящий и выходящий потоки охлаждающей воды, способствующую возникновению застойных зон в межсопловом пространстве и, как следствие, недостаточному охлаждению наконечника в целом;

- металлошланговый компенсатор теплового расширения наружной трубы фурмы.

Для сравнения, в большинстве зарубежных кислородно-конвертерных цехов используются [8] современные многосопловые наконечники кислородных фурм, отличающиеся тем, что:

- изготовлены в виде цельнолитых или комбинированных ковано-паяно-сварных изделий, включающих штампованный цельный медный наконечник с соответствующим количеством сопел и отсутствием сварных швов на торцевой части, подверженных интенсивному износу;

- снабжены устройством компенсации теплового расширения фурмы в виде кольцевого скользящего уплотнения с резиновыми кольцами на внутренней трубе, что уменьшает термические напряжения непосредственно в наконечнике фурмы, а не на верхнем ее конце при использовании обычного сальникового компенсатора.

Следует также отметить, что с внедрением прогрессивной технологии продления срока службы футеровки конвертеров путем нанесения шлакового гарнисажа при раздувке азотными струями подготовленного конечного шлака условия эксплуатации верхней кислородной фурмы дополнительно существенно осложнились [9]. Присадка в конвертер магнезиальных флюсов (мягкообожженный доломит, доломитизированная известь и др.) и формирование в процессе продувки шлака с повышенным содержанием оксида магния (8-14%), оптимального для образования шлакового гарнисажа, сопровождаются усиленным образованием шлакометаллической настывки на стволе кислородной фурмы, используемой также для раздувки шлака. В результате дополнительно существенно снижается стойкость фурм из-за учащенной обрезки металлошлаковых настывок и увеличиваются трудозатраты по их обслуживанию.

Предложенные технические решения

С учетом разработок [1-7] и результатов эксплуатации кислородных фурм с центральным подводом охлаждающей воды к наконечнику [3, 4] в основу модернизации кислородных фурм для конвертерного цеха № 2 ОАО «НЛМК» первоначально ОАО «Азовмаш» были проработаны следующие технические решения. Для интенсивной продувки конвертерной ванны кислородом и нанесения шлакового гарнисажа на футеровку агрегата посредством раздувки конечного шлака азотными струями было предложено использовать вместо штатной 6-ти сопловой конструкции сварного наконечника (рис. 1) разработанный ковано-сварной 6-ти сопловый наконечник (рис. 2) для фурм с центральным подводом охлаждающей воды [3, 4]. В данной конструкции нижняя медная чаша выполняется в виде штампованной цельной заготовки с выступающими корпусами блоков, в которых выполнены сверления для тангенциального закрепления сменных сопловых насадок в форме сопел Лавалья и цилиндрических. При этом сменные сопловые насадки выступают за пределы верхней чаши наконечника в кислородподводящий тракт. Поскольку корпуса блоков находятся в непосредственном контакте с охлаждающей водой по наружной поверхности, а также снабжены сменными насадками с 3-мя соплами Лавалья и 3-мя цилиндрическими, в которых происходит падение температуры кислорода при истечении, они более эффективно охлаждаются. Более эффективному охлаждению наконечника фурмы (рис. 2) также способствует то, что высота корпуса блока, выбранная исходя из равенства площадей проходных сечений подводящих и отводящих воду трактов, обеспечивает более высокую скорость движения охлаждающей воды (более 5 м/с) в межблочном пространстве наконечника фурмы.

В ходе продувки конвертерной ванны струи, кислорода, истекающие из сопловых насадок Лавалья, вне-

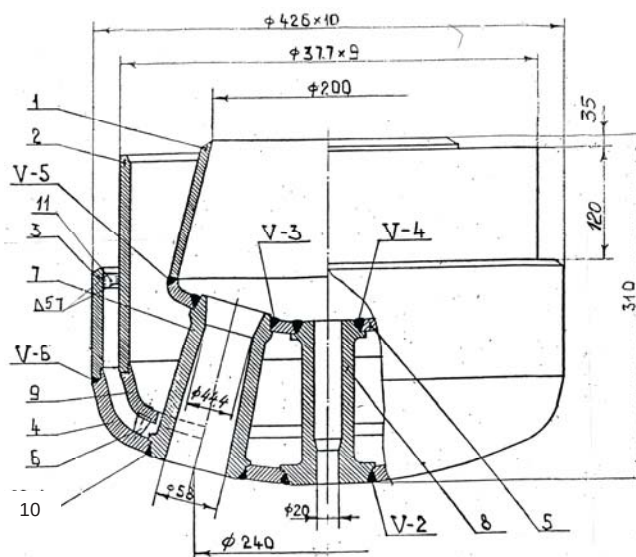


Рис. 1. Штатный сварной наконечник фурмы для 330-т конвертера ККЦ № 2 ОАО «НЛМК»: 1 - центральный конус подвода кислорода; 2 - промежуточная труба подвода воды; 3 - наружная труба отвода воды; 4 - нижняя чаша наконечника; 5 - верхняя чаша наконечника; 6 - фиксатор; 7 - сопло Лавалья; 8 - сопло центральное; 9 - водяной отражатель; 10 - торцевой сварной шов; 11 - фиксатор

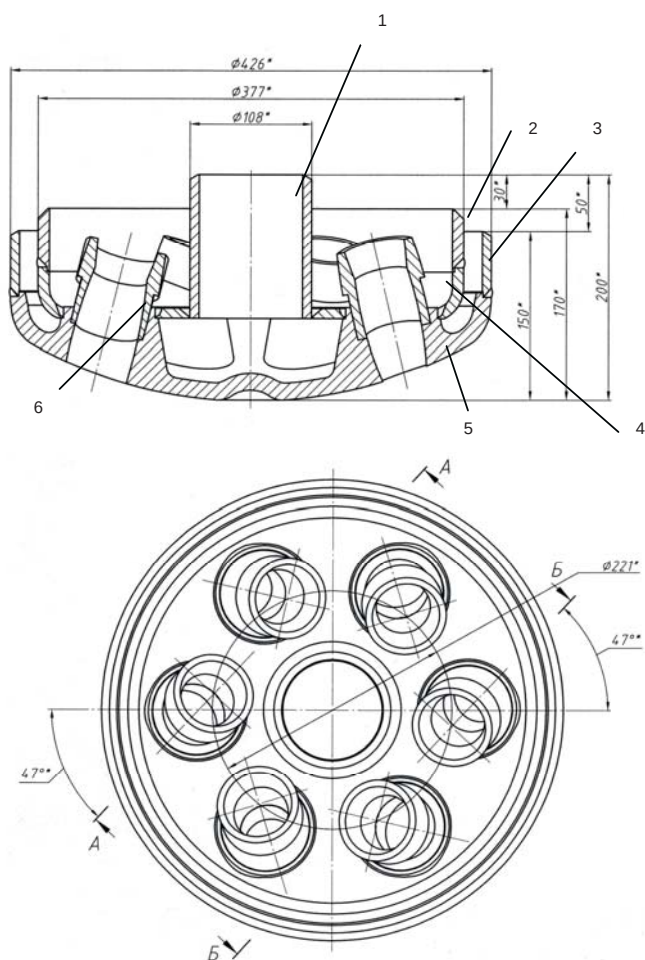


Рис. 2. Предложенная конструкция ковано-сварного наконечника кислородной фурмы с центральным подводом охлаждающей воды и тангенциальным расположением сопел: 1 - центральная труба подвода воды; 2 - промежуточная труба подвода кислорода; 3 - наружная труба отвода воды; 4 - верхняя чаша наконечника; 5 - нижняя кованая чаша наконечника; 6 - сменные сопловые насадки

дряются на большую глубину ванны, чем струи формируемые цилиндрическими сопловыми насадками. Это дает возможность обеспечить «мягкое» и «жесткое» дутье при постоянном расходе кислорода и высоте расположения фурмы над ванной, что позволяет интенсифицировать обезуглероживание ванны и растворение лома за счет «жесткого» дутья, а также ускорить формирование надлежащего по химическому составу и физическим свойствам шлака в результате одновременной «мягкой» продувки тангенциально направленными на ванну струями. Как показывает промышленный опыт использования фурм с тангенциальным наклоном сопел [5-7], продувка плавков в этом случае проходит более «мягко» с уменьшением выносов металла и выбросов шлака, с более равномерным выделением оксидов углерода из ванны, т.е. с уменьшением вероятности «сварачивания» шлака по ходу продувки, сопровождающегося заматыванием технологического оборудования.

К сожалению, предложенная конструкция фурмы с центральным подводом охлаждающей воды к наконечнику (рис. 2) не получила поддержки инженерно-технического персонала цеха. В ходе проведенных переговоров было рекомендовано ОАО «Азовмаш» разработать конструкцию фурмы и наконечников к ней в максимальной степени приближенных к штатным конструкциям с учетом технологии изготовления сварных наконечников (рис. 1) цехом ремонта сталеплавильного оборудования ОАО «НЛМК».

В последующем, с целью обеспечения продувки ванны 330-т конвертера ОАО «НЛМК» с интенсивностью 1200 и 1500 м³/мин кислорода и выполнения требуемых гарантийных технологических показателей ОАО «Азовмаш» были разработаны и изготовлены верхние кислородные фурмы (12 шт.) с диаметром наружной трубы 426 мм и периферийным подводом охлаждающей воды (450 м³/ч) к сварному 6-ти сопловому наконечнику (рис. 3). Компенсация термических напряжений в фурме в процессе эксплуатации обеспечивается с помощью традиционного металлошлангового компенсатора, смонтированного на центральной кислородпод-

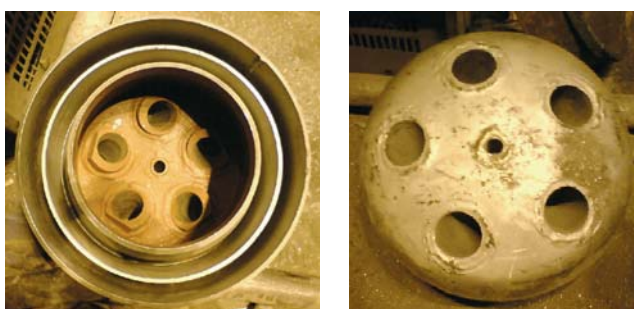
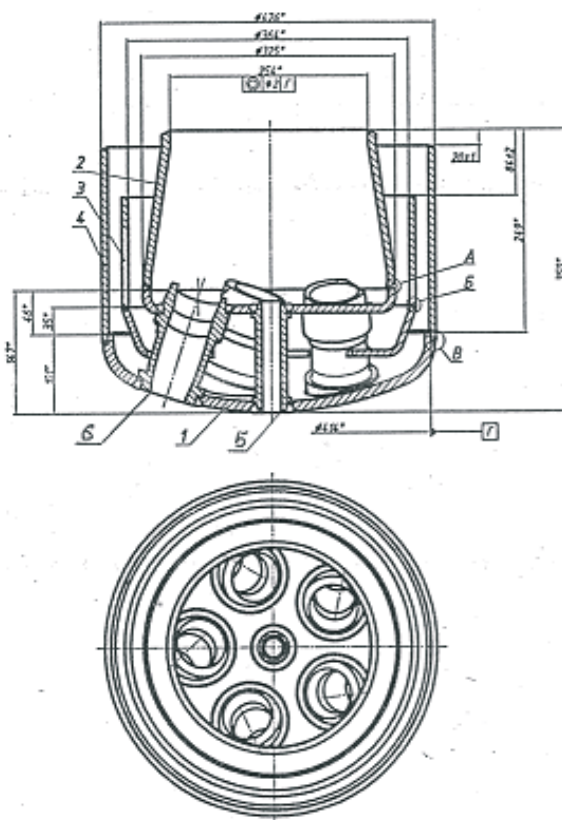


Рис. 3. Разработанная конструкция сварного наконечника с центральным цилиндрическим соплом и пятью тангенциально расположенными соплами Лаваля: 1 - нижняя чаша наконечника; 2 - центральный конус подвода кислорода; 3 - промежуточная труба подвода воды; 4 - наружная труба отвода воды; 5 - центральное цилиндрическое сопло; 6 - сопла Лаваля

водящей трубе.

Наконечники на расход кислорода 1200 м³/мин (37 шт.) и 1500 м³/мин (25 шт.) были изготовлены с тангенциальным расположением по кругу пяти сопел Лавалья (угол наклона к вертикали α и угол разворота β сопел равны 18°) и центральным цилиндрическим соплом. Расчет сопел Лавалья выполнен по методике допустимых расходов с учетом предотвращения интенсивного износа выходных кромок в диапазонах изменения интенсивности продувки кислородом 1200-900 и 1500-900 м³/мин. Подача основного кислорода через сопла Лавалья, расположенные с двойным углом наклона, преследовала своей целью формирование сверхзвуковых кислородных струй, обеспечивающих, соответственно, при начальном и рабочем положениях фурмы над уровнем ванны ускоренную наводку жидкоподвижного основного шлака с повышенным содержанием оксида магния; интенсификацию растворения лома, перемешивания и обезуглероживания расплава с предотвращением таких отрицательных явлений хода продувки, как выбросы, «сворачивание» шлака с развитием выноса мелких капель металла и ускоренного заметалливания ствола фурмы, горловины конвертера и экранных поверхностей газоотводящего тракта. Вдувание дополнительного кислорода в количестве 4 % от общего через центральное цилиндрическое сопло способствует частичному дожиганию отходящих газов в рабочем пространстве конвертера и улучшению теплового баланса плавки. Кроме того, с конструктивной точки зрения, снабжение наконечника центральным соплом облегчает сборку последнего с точной фиксацией сопел Лавалья перед сваркой, а также улучшает охлаждение торцевой части наконечника благодаря ликвидации застойных зон и более упорядоченному движению воды в межсопловом пространстве.

Конструктивные параметры наконечников:

- на расход кислорода 1200-900 м³/мин: критический диаметр сопел Лавалья 0,048 м, входной диаметр 0,0577 м, выходной диаметр 0,0608 м, длина докритической части сопла 0,024 м и закритической 0,091 м, диаметр цилиндрического сопла 0,0217 м, общая длина сопла Лавалья 0,115 м, длина цилиндрического сопла 0,115 м;
- на расход кислорода 1500-900 м³/мин: критический диаметр сопел Лавалья 0,0537 м, входной диаметр 0,0638 м, выходной диаметр 0,068 м, длина докритической части сопла 0,0268 м и закритической 0,102 м, диаметр цилиндрического сопла 0,0242 м, общая длина сопла Лавалья 0,1288 м, длина цилиндрического сопла 0,1288 м.

Анализ достигнутых технологических показателей

Проведение испытаний по направлению производительность 330-т конвертера с подтверждением вышеуказанных гарантийных показателей вели с соблюдением разработанной технологии дутьевого и шлакового режимов плавки при массе садки агрегата 360 т, в том числе 265-295 т жидкого чугуна и 65-95 т твердой металлической шихты. Использовался жидкий передельный чугун, содержащий в среднем, %: 4,2 С; 0,15 Мн; 0,58 Si; 0,06 Р; 0,016 S и имеющий температуру 1348 °С. В качестве основных шлакообразующих материалов применялись известь и обожженный доломит со средним расходом 18,5 и 2,5 т, соответственно. Часть извести или смеси извести с доломитом в количестве до 60 % от требуемого на плавку расхода присаживали в завалку на металлический лом, а остальное количество – по ходу продувки по течкам с двух сторон через 40-60 с после устойчивого зажигания плавки до 8 мин продувки.

Включение кислорода на продувку производилось при вводе фурмы в горловину конвертера. Фурма при поднятой «юбке» опускалась до заданного положения 3,2 м. Через 30-60 с после устойчивого зажигания плавки «юбка» опускалась и через минуту автоматически включалось дожигающее устройство, и зажигался факел на свече.

Начало первого периода продувки (период шлакообразования) определяется с момента установки регулирующим клапаном выбранного расхода кислорода 1200 или 1500 м³/мин. В течение первых 2-4 мин при расходе кислорода 1200 м³/мин продувка ведется при положении фурмы 3,2-2,2 м, после чего на протяжении одной минуты фурма плавно опускается до рабочего положения 2,0-1,6 м над уровнем ванны в спокойном состоянии. В случае расхода кислорода 1500 м³/мин в течение первых 1,5-2 мин продувка ведется при положении фурмы 3,6-2,4 м, а затем фурма снижается до рабочей высоты 2,3-1,8 м.

Во второй период продувки (период интенсивного обезуглероживания) при расходе кислорода 1200 м³/мин и 1500 м³/мин высоту расположения фурмы над уровнем спокойной ванны поддерживают в пределах 2,0-1,5 и 2,3-1,7 м, соответственно.

В третий период продувки (период доводки) для гарантированного достижения конечного содержания углерода в металлическом полупродукте на первой повалке $\leq 0,04\%$ высота фурмы снижается на 0,1-0,2 м относительно рабочего положения при указанных расходах кислорода.

В результате проведенных гарантийных испытаний в условиях комбинированной продувки ванны 330-т конвертера кислородом сверху с расходом 1200-1500 м³/мин и нейтральным перемешивающим газом (азот, аргон) с расходом 18-25 м³/мин через 16 донных многоканальных (32 канала) огнеупорных пробок установлено, что использование разработанных ОАО «Азовмаш» 6-ти сопловых наконечников фурм с тангенциальным расположением пяти сопел Лавалья и одним цилиндрическим обеспечивает:

- спокойный ход продувки с ускоренной наводкой в период шлакообразования (до 4-5-й мин операции) вспененного основного шлака, перекрывающего срез наконечника;
- отсутствие в период интенсивного обезуглероживания (до 10-11 мин операции) сильного выбивания от-

ходящих газов из-под «юбки», выбросов металлошлаковой взвеси из конвертера и «сворачивания» шлака с развитием интенсивного выноса металла, приводящего к быстрому заматалливанию ствола кислородной фурмы, горловины конвертера и экранных поверхностей камина;

- формирование на окончательной стадии продувки в период доводки (11-13 мин операции) шлака с повышенным содержанием оксида магния, пригодного для нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера, а также обеспечение конечного содержания углерода в металлическом полупродукте 0,02-0,03 %, т.е. меньше 0,04 %;

- при интенсивности подачи кислорода в пределах 1200-1500 м³/мин продолжительность продувки конвертерной ванны с обеспечением конечного содержания углерода $\leq 0,04$ % составляет 11-13 мин, что меньше гарантийного показателя - ≤ 18 мин (предельная 20 мин);

- замедленное формирование металлошлаковой настыви на стволе фурмы (диаметр настыви 480-500 мм после 50 плавки), что удовлетворяет требуемым гарантийным показателям.

Необходимо отметить, что окончательная оценка технико-экономических и технологических показателей плавки с отражением общих и удельных расходов металлической шихты, шлакообразующих материалов, ферросплавов, огнеупоров, торкретировочных материалов, технологических газов, получаемых составов металла и шлака будет получена в результате обработки значительного массива плавки в процессе дальнейшей эксплуатации конвертера. Вместе с тем, важен установленный факт, что повышение расхода кислорода на продувку конвертерной ванны до 1500 м³/мин, тем более при одновременной подаче через днище нейтральных перемешивающих газов, требует использования нетрадиционных конструкций наконечников верхних фурм, чтобы избежать интенсивного заматалливания ствола фурмы, горловины конвертера и экранных поверхностей котла-утилизатора.

Выводы

В результате проведенных испытаний подтверждены гарантийные показатели ОАО «Азовмаш» относительно работы оборудования нового 330-т конвертера № 1 ККЦ № 2 ОАО «НЛМК» в направлении повышения производительности агрегата. В условиях комбинированной подачи кислорода сверху с интенсивностью 1200-1500 м³/мин через фурму с тангенциальным расположением сопел в наконечнике и нейтрального перемешивающего газа (азот, аргон) с расходом 18-25 м³/мин через днище достигнута продолжительность продувки в пределах 11-13 мин с обеспечением конечного содержания углерода в металлическом полупродукте 0,02-0,03 %.

Библиографический список

1. Интенсификация процесса продувки в 350-т конвертерах / Ю.Н. Борисов, Е.Я. Зарвин, В.И. Баптизманский и др. // БНТИ Черная металлургия. - 1979. - № 11. - С. 32-34.
2. Чернятевич А.Г., Борисов Ю.Н. Разработка дутьевого режима плавки для 350-т конвертеров ЗСМК // Процессы выплавки стали в конвертерах и мартеновских печах: Тематич. отрасл. сб. - М.: Металлургия, 1982. - С. 9-14.
3. 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. // БНТИ Черная металлургия. - 1987. - № 2. - С. 47-49.
4. Фурмы для 250-т конвертеров / А.Г. Чернятевич, В.В. Несвет, А.Д. Зражевский и др. // Сталь. - 1989. - № 2. - С. 32-35.
5. Результаты опробования фурмы с тангенциальным наклоном сопел / С.К. Носов, В.Ф. Коротких, И.М. Шатохин и др. // Тр. третьего конгресса сталеплавильщиков (Москва, 10-15 апреля 1995 г.). - М.: АО «Черметинформация». - 1996. - С. 138-141.
6. Эффективность использования конвертерных фурм с двойным углом наклона сопел / А.А. Казаков, А.С. Перегудов, Л.Ф. Литвинов и др. // Металлург. и горноруд. пром-сть. - 1986. - № 1. - С. 17-18.
7. Результаты опробования продувки металла в 370-т кислородном конвертере семисопловой фурмой с центральным соплом / А.А. Степанова, И.М. Захаров, Д.Н. Чигасов, И.М. Шатохин // БНТИ Черная металлургия. - 2007. - № 1. - С. 20-22.
8. Современные разработки многосопловых головок фурм для конвертеров ЛД и взаимосвязь между конструкцией головки фурмы и металлургическими результатами / Д.П. Коттедж, Г.Л. Эколс, Д. Шуп, К. Энлер // БНТИ Черная металлургия. - 1993. - № 1. - С. 21-25.
9. Совершенствование способов ремонта футеровки 160-т конвертеров с применением нейтральных газов / Р.С. Айзатулов, Е.В. Протопопов, В.В. Соколов и др. // Сталь. - 1976. - № 2. - С. 114-121.



УДК 669.184.244.66:669.184.24

Сущенко А.В. /к.т.н./
ГВУЗ «Приазовский ГТУ»Левченко В.И., Ситало А.А., Орличенко М.П.,
Котельников Л.А., Костыря И.Н.
ПАО «Металлургический комбинат «Азовсталь»

Совершенствование конструкции кислородной фурмы при работе с пониженным удельным расходом жидкого чугуна в шихте плавов в конвертерном цехе ПАО «МК «Азовсталь»¹

Разработаны и внедрены в производство (в конвертерном цехе ПАО «МК «Азовсталь»») новые конструкции наконечников кислородных фурм и дутьевые режимы конвертерной плавки, обеспечивающие улучшение технико-экономических показателей выплавки стали. Ил. 4. Табл. 2. Библиогр.: 5 назв

Ключевые слова: кислородная фурма, сопловой блок, оптимизация, технико-экономические показатели

A new design of tip of oxygen lance and blowing modes of converter smelting providing improvement of economic parameters of steelmaking are developed and introduced in manufacture.

Keywords: oxygen lance, nozzle block, optimization, technical and economic indexes

Одним из высокоэффективных ресурсосберегающих направлений, позволяющим достаточно быстро и без значительных финансовых затрат существенно улучшить технико-экономические показатели производства конвертерной стали, является совершенствование дутьевых режимов и устройств кислородных конвертеров. Поэтому в конвертерных цехах передовых металлургических предприятий мира постоянно ведутся работы в указанном направлении, в соответствии с изменяющимися задачами и условиями производства.

С целью улучшения дутьевого и шлакового режимов, а также теплового баланса конвертерной плавки, в условиях перехода на шихтовку с пониженным удельным расходом жидкого чугуна (810–840 кг/стали), использования в завалку скрапа зашлакованного и больших количеств покупного легковесного лома, применения MgO-содержащих шлакообразующих материалов (ШОМ) и дополнительного теплоносителя (угля), отсутствия донной перемешивающей продувки ванны, в конвертерном цехе ПАО «МК «Азовсталь» проведена работа по совершенствованию конструкции наконечника кислородной фурмы.

Разработка, проектирование, изготовление и опытно-промышленное опробование головок кислородных фурм новой конструкции осуществлялось в два этапа: на первом этапе оптимизировали конструктивные и режимные параметры работы основных продувочных сопел соплового блока кислородной фурмы; на втором - доработали конструкцию головки, заменив ее дополнительное центральное сопло на сопловой модуль для интенсификации дожига СО-содержащих газов в полости конвертера.

С использованием данных математического моделирования и алгоритма оптимизации конструктивных и режимных параметров дутьевых устройств [1], был разработан модернизированный сопловой блок кислородной фурмы: (5п + 1ц) - пять основных конических сопел Лаваля с двухучастковым диффузором [2], с увеличенным диаметром минимального сечения ($d_{\min} = 48$ мм) и соответственно уменьшенным значением числа Маха ($M_c = 2,17$), при неизменном угле их наклона к оси фурмы ($\alpha = 15^\circ$), и центральным соплом с меньшей пропускной способностью ($d_{\min} = 30$ мм; $M_c = 1,5$). При разработке конструктивных и режимных параметров соплового блока, с целью расширения диапазона эффективной работы фурмы в нестабильных шихтовых условиях плавов, планировалось дополнительное «умягчение» продувки плавки (за счет увеличения $d_{\min}$) с возможностью повышения коэффициента «жесткости» дутья путем увеличения рабочего расхода кислорода. При этом рабочая высота продувки и расход кислорода были оставлены без изменений.

Опытно-промышленные испытания пяти фурменных наконечников модернизированной конструкции были проведены на конвертерах № 1 и № 2 в марте–апреле 2011 г. Работа фурм с опытными наконечниками характеризовалась (по сравнению с фурмой базовой конструкции) более стабильным дутьевым режимом и характером протекания процесса обезуглероживания расплава (газовыделения), а также меньшей интенсивностью брызгообразования (уменьшение количества плавов с выносами металла из конвертера). При этом, как и ожидалось, имело место «умягчение» продувки и улучшение процесса шлакообразования, что проявилось, в том числе, в увеличении средней стойкости фурм до «заметалливания» (более чем в 2 раза), а также снижении интенсивности зарастания горловины конвертера и нижней части ОКГ. При необходимости, повышение степени «жесткости» дутья достигалось увеличением рабочего расхода кислорода на 20–50 м³/мин. Это также способствовало сокращению длительности продувки плавов. Отмечалось также улучшение управляемости

¹ В работе принимали участие Гриценко А.С., Смирнов А.В., Кузнецов Р.В., Кучерявенко А.С.

Таблица 1. Осредненные показатели массивов опытных (массивы 1, 3) и сравнительных (массивы 2, 4) плавков

Наименование показателя		Массив 1	Массив 2	Разница (1-2)	Массив 3	Массив 4	Разница (3-4)
Количество плавков		103	91	-	154	162	-
Масса М.охл., т	М.охл. итого, в т.ч.	98,49	97,15	1,34	98,41	97,04	1,37
	Лом покупн.	90,08	93,26	-3,18	93,23	93,36	-0,13
	Лом чугуна	0,95	0,00	0,95	0,513	0,00	0,51
	Скrap зашл.	3,84	1,61	2,23	3,27	2,30	0,97
	БЖР	2,13	1,83	0,30	0,31	1,38	-1,07
Масса сыпуч. материалов, т	Известь	14,60	14,48	0,12	13,86	14,59	-0,73
	ОДФ	4,63	3,57	1,06	5,71	5,50	0,21
	Флюс Р-71	0,84	0,50	0,35	3,77	3,02	0,75
	Флюс Р-55	0,37	0,06	0,31	0,0	0,0	0,0
	БДУ-у	0,43	0,00	0,43	0,00	0,00	0,00
	Уголь	2,03	0,45	1,58	2,71	3,56	-0,85
Параметры жидк. чугуна	Масса, т	278,68	277,23	1,45	278,73	278,12	0,61
	Si, %	0,623	0,655	-0,033	0,636	0,632	0,004
	Mn, %	0,264	0,232	0,032	0,267	0,244	0,024
	S, %	0,019	0,022	-0,003	0,022	0,021	0,001
	P, %	0,053	0,053	0,0	0,052	0,052	0,0
	T, °C	1315,9	1314,8	1,1	1312,1	1317,1	-4,9
	T, °C	1631,1	1628,7	2,4	1629,4	1628,0	1,4
Металл после пр	C, %	0,040	0,040	0,00	0,041	0,041	0,00
	Mn, %	0,068	0,060	0,008	0,066	0,072	-0,014
	P, %	0,0066	0,0072	-0,0006	0,0064	0,0065	-0,0001
	P, %	0,0066	0,0072	-0,0006	0,0064	0,0065	-0,0001
Шлак после прод.	SiO ₂ , %	14,07	13,76	0,31	14,17	13,87	0,29
	CaO, %	37,24	37,29	-0,05	34,13	35,76	-1,64
	MgO, %	9,49	8,47	1,02	10,20	10,01	0,18
	Осн.	3,2	3,2	0	3,0	3,1	-0,1
	FeO, %	16,19	17,32	-1,13	16,76	17,01	-0,24
Удельный расход МШ, кг/т ж. стали		1121,53	1127,20	-5,67	1125,2	1126,7	-1,47
k_p , %		87,6	86,4	1,2	88,3	88,2	0,1
$m_{\text{ч.экв}}$, кг/т ж. стали		820,18	826,15	-5,97	815,92	826,37	-10,44

процессом продувки плавки за счет регулирования расхода кислорода и высоты фурмы над уровнем металлической ванны. Было установлено, что, при имеющемся в цехе давлении кислорода, фурма достаточно надежно работает в диапазоне расходов кислорода (в т.ч. основного рабочего) 800-1300 (1100-1200) м³/мин и позволяет увеличивать расход кислорода в начале продувки для улучшения «зажигания» плавки, при необходимости, до 1500 м³/мин.

С целью сравнения технологических и технико-экономических показателей работы фурм при различном состоянии футеровки конвертеров были обработаны данные двух пар массивов плавков: массивы № 1 и № 2, соответственно, опытные и базовые фурмы, конвертер № 1, текущая стойкость футеровки $N_{\text{ф}} \geq 1000$ плавков (первая половина кампании по футеровке); массивы № 3 и № 4, соответственно, опытные и базовые фурмы, конвертер № 2, $N_{\text{ф}} \geq 2500$ плавков (вторая половина кампании по футеровке), табл. 1. При формировании массивов опытных и сравнительных плавков были взяты подряд все однотипные по шихтовке плавки, проведенные в указанный период без вакуумирования с последующей разливкой на МНЛЗ. Приведение показателей массивов плавков (в соответствующих парах) к одинаковым шихтовым условиям по тепловому балансу осуществлялось через тепловые эквиваленты, выраженные в удельном расходе жидкого чугуна, по стандартной методике ИЧМ и типовой инструкции Минчеремета СССР [3]. Основность шлака рассчитывалась с учетом содержания в нем MgO и P₂O₅. Коэффициент дефосфорации металла в конвертере k_p определялся с учетом содержания фосфора во всех компонентах металлошихты; удельный расход металлошихты: жидкий чугун + металлоохладители $M_{\text{охл}}$ (лом и его заменители), кг/т жидкой стали (до присадки ферросплавов в ковш), - с учетом замусоренности различных компонентов металлошихты неметаллическими материалами.

Как следует из представленных данных, при использовании кислородных фурм с наконечниками модернизированной конструкции имеет место снижение удельного расхода металлошихты (на 1,5–5,7 кг/т стали), что связано с улучшением процесса шлакообразования и снижением интенсивности брызгообразования при продувке, а также с уменьшением угара металла «в дым» за счет улучшения теплового баланса конвертерной плавки, эквивалентное снижению удельного расхода жидкого чугуна в шихте плавков на величину $\Delta m_{\text{ч.экв}} = 6\text{--}10$ кг/т стали. Последнее можно объяснить уменьшением тепловых потерь от металлической ванны за счет формиро-

вания над ней более стабильного шлакового покрова, потерь теплоты с выносами металла и выбросами шлако-газо-металлической эмульсии (ШГМЭ) из конвертера, а также увеличением степени дожигания CO до CO_2 в шлаке и над ванной при более «мягкой» продувке. Следует отметить, что при использовании опытных фурм содержание FeO в конечном шлаке было стабильно ниже во всем диапазоне значений содержания углерода в металле после продувки (особенно для массивов 1, 2). При этом коэффициент дефосфорации металла в конвертере увеличился на ~1 % при приблизительно одинаковой основности конечного шлака.

Следует также отметить, что в связи с переходом на новые шихтовые и производственные условия работы конвертеров и ухудшением дутьевого и шлакового режимов плавки, среднемесячная стойкость медных фурменных наконечников в цехе к концу 2010-началу 2011 г. снизилась с обычного уровня 90–150 плавов до ~70 плавов. Приблизительно в таком же отношении уменьшилась и стойкость фурм до снятия их для очистки от шлакометаллической настыли (до «заметалливания»). Средняя стойкость пяти наконечников модернизированной конструкции составила 139 плавов (диапазон изменений 74–329 плавов), что в ~2 раза выше, чем средняя по цеху стойкость базовых наконечников в период испытаний (71 плавка) – рис. 1. Средняя стойкость опытных фурм «до заметалливания» составила 45 плавов, что было в ~2,5 раза выше аналогичного показателя для базовых фурм.

В период май-июнь 2011 г. в конвертерном цехе проводились опытно-промышленные испытания наконечников кислородных фурм производства фирмы «Saar Metall» (Германия), ковано-паяной конструкции, имеющих вместо пяти шести основных продувочных сопел Лаваля. Средняя стойкость указанных наконечников составила 86 плавов, что было в 1,6 ниже стойкости наконечников фурм модернизированной конструкции. Средняя стойкость фурм с наконечниками фирмы «Saar Metall» «до заметалливания» составила 17 плавов, что находилось на уровне аналогичного показателя для базовых фурм (в период испытаний).

На основе сравнительного анализа результатов работы фурменных наконечников указанных выше различных конструкций было принято решение о целесообразности использования фурм с головками модернизированной конструкции собственного изготовления ПАО «МК «Азовсталь». Их внедрение в производство с окончательной отработкой режима продувки конвертерной плавки было осуществлено в июле 2011 г.

На рис. 2, 3 представлена динамика изменения среднемесячной стойкости медных наконечников (по цеху) и фурм до «заметалливания» (по конвертеру № 2) в 2011 г. После широкомасштабного внедрения наконечников фурм модернизированной конструкции в производство имеет место четко выраженная тенденция увеличения указанных показателей, подтверждающих улучшение дутьевого и шлакового режимов плавки. Также было отмечено стабильное снижение интенсивности настылеобразования на горловине конвертера и нижней



Рис. 1. Наконечник кислородной фурмы модернизированной конструкции: а) – после установки на фурменный ствол № 5; б) – снятый с фурмы после 329 плавов

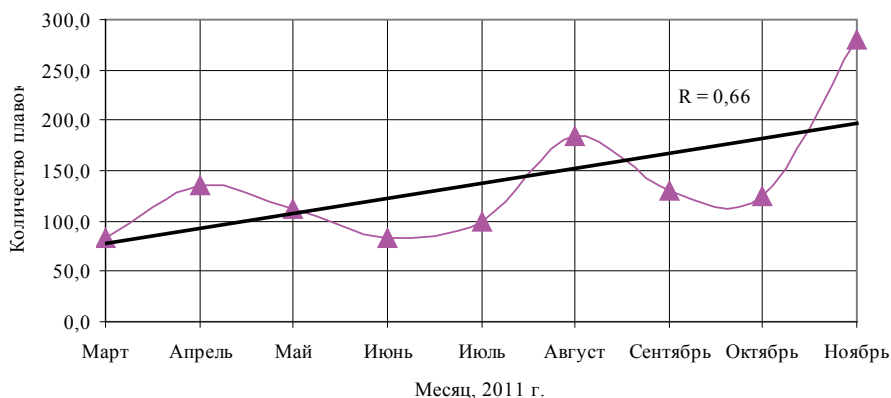


Рис. 2. Динамика изменения среднемесячной стойкости наконечников кислородных фурм в ККЦ ПАО «МК Азовсталь» в 2011 г.

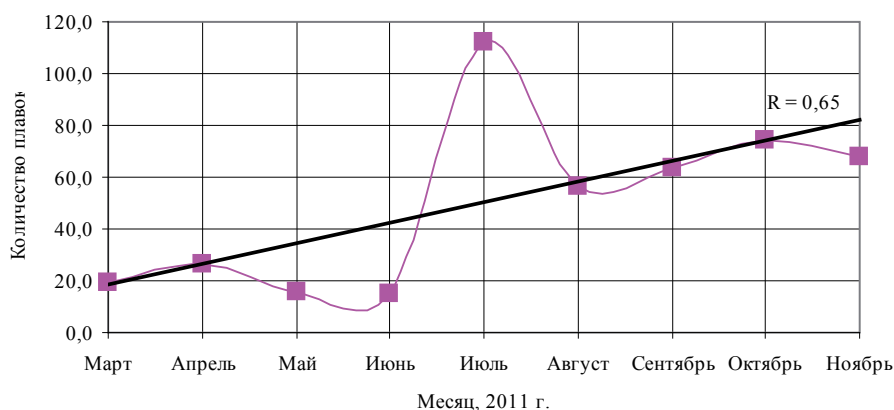


Рис. 3. Динамика изменения среднемесячной стойкости наконечников кислородных фурм до «заметалливания» (конвертер № 2)

Таблица 2. Осредненные показатели массивов опытных (массив 5) и сравнительных (массив 6) плавов

Наименование показателя		Массив 5	Массив 6	Разница 5 - 6
Количество плавов		63	61	-
Масса М.охл., т	М.охл. итого, в т.ч.:	108,21	105,80	2,41
	Лом стальной (покупной)	100,44	94,22	6,22
	Лом чугуна	2,67	2,40	0,27
	Скрап зашл.	4,98	4,12	0,87
Масса сыпучих матер., т	Известь	13,90	13,19	0,70
	ОДФ	0,35	0,35	-0,01
	Флюс Р-71	5,48	4,79	0,69
	Уголь	1,79	1,87	-0,09
Параметры жидк. чугуна	Расход, т	270,04	273,07	-3,03
	Si, %	0,841	0,706	0,136
	Mn, %	0,148	0,151	-0,003
	S, %	0,021	0,021	-0,000
	P, %	0,046	0,047	-0,001
	Температура, °C	1305,1	1294,9	10,2
Металл после продув.	Температура, °C	1651,9	1650,8	1,1
	C, %	0,0415	0,0414	0,000
	Mn, %	0,0543	0,0490	0,0052
	P, %	0,0055	0,0061	-0,0005
Шлак после продувки	CaO, %	38,17	37,96	0,21
	MgO, %	10,44	9,97	0,48
	FeO, %	14,50	14,89	-0,39
	SiO ₂ , %	16,30	15,99	0,31
	Осн.	2,9	2,9	0
Расход O ₂ , тыс. м ³ /плавку		19,65	18,58	1,07
Удельный расход МШ, кг/т ж. стали		1094,8	1099,06	-4,26
k_p , %		88,2	86,5	1,7
$m_{ч, экв}$, кг/т ж. стали		779,46	783,59	-4,13



а)



б)



в)



г)

Рис. 4. Наконечник кислородной фурмы с центральным сопловым модулем для интенсификации дожигания СО в полости конвертера: а), б) — со снятым и установленным тангенциальным завихрителем кислородного потока; в), г) — после 77 и 169 плавов соответственно в процессе эксплуатации

части ОКГ.

На втором этапе выполнения работ, с использованием положений [4, 5], конструкция наконечника кислородной фурмы была доработана путем использования центрального соплового модуля (с тангенциальным завихрителем кислородного потока) для организации устойчивой вихревой зоны дожигания СО — содержащих конвертерных газов в ШГМЭ и газовой фазе агрегата (в непосредственной близости от металлической ванны и максимально удаленной от футеровки конвертера). При этом доля вторичного кислорода, подаваемого через центральное сопло (от общего его расхода через фурму) составила ~5 %.

Опытно-промышленные испытания пилотной партии фурменных наконечников новой конструкции в количестве 3 шт. были проведены на обеих конвертерах в октябре — ноябре 2011

г. В процессе эксплуатации опытных фурм периодически проводился осмотр их торцевой части: интенсивного износа центральной части головки, а также выходных участков периферийных и центрального сопел выявлено не было (рис. 4). Средняя стойкость наконечников новой конструкции и фурм до «заметалливания» составила соответственно, 154 и 21 плавку. При использовании опытных фурм было отмечено дополнительное «умягчение» продувки плавов (ускорение формирования первичного шлака) по сравнению с продувкой на базовых фурмах (в указанный период в качестве базовой уже использовалась фурма модернизированной конструкции), что при работе в начальный период кампании по футеровке конвертера иногда приводило к необходимости проведения операции промежуточного скачивания шлака. При этом, учитывая, что часть кислорода (истекающего из центрального соплового модуля) используется для дожигания CO до CO_2 в ШГМЭ и газовой фазе агрегата и не реагирует с металлом ванны (в т.ч. на окисление углерода до CO) было предложено повысить рабочий расход кислорода на $\sim 50 \text{ м}^3/\text{мин}$ при увеличении рабочей высоты продувки не более, чем на 100 мм. Это позволило сохранить качество перемешивания конвертерной ванны. В процессе испытаний фурм с головками новой конструкции негативного влияния их на футеровку конвертера технологическим персоналом цеха выявлено не было.

При формировании массивов опытных и сравнительных плавов были взяты подряд все плавки, проведенные как с вакуумированием, так и без него, с последующей разливкой на МНЛЗ и в слитки в период с 1.11.2011 г. по 10.11.2011 г., когда опытные фурмы использовались под наблюдением серийно на обоих конвертерах. При этом соответствующие пары массивов плавов сформированы при примерно одинаковых условиях работы конвертеров по футеровке. В качестве примера, в табл. 2 приведены осредненные показатели массивов опытных (массив 5) и сравнительных (массив 6) плавов проведенных без вакуумирования с последующей разливкой на МНЛЗ (их производство было максимально по сравнению с другими видами плавов) на конвертере № 2 при $N_{\phi} = 240\text{--}480$ плавов.

Получено, что при использовании фурменных наконечников с центральным соплом с завихрителем имеет место улучшение теплового баланса плавки, эквивалентное снижению удельного расхода жидкого чугуна в шихте плавов на 4–12 кг/т стали, а также снижение удельного расхода металлошихты на ~ 4 кг/т стали. Причем, в большей степени преимущества опытной фурмы проявились на «старом» (с более изношенной футеровкой) конвертере (№ 1).

После анализа и обсуждения результатов работы фурм было принято решение использовать для продувки конвертерных плавов кислородом и раздувки конечного шлака азотом в сложившихся шихтовых и производственных условиях парк кислородных фурм с двумя типами наконечников: модернизированной конструкции - преимущественно в первую половину кампании по футеровке конвертера и с центральным сопловым модулем - во вторую половину кампании по футеровке конвертера, когда требуется дополнительное «умягчение» продувки и наиболее остро ощущается дефицит теплового баланса плавов. С целью повышения эффективности технологии вторичного дожигания CO -содержащих газов в полости конвертера (за счет увеличения зоны дожигания над ванной посредством увеличения высоты продувки и усиления перемешивания расплава ванны) планируется разработать, изготовить и опробовать головки кислородных фурм (4п + 1цз) - с четырьмя основными продувочными соплами и центральным сопловым модулем с тангенциальным завихрителем кислородного потока.

Библиографический список

1. Сущенко А.В. К вопросу об оптимизации дутьевых режимов и устройств кислородных конвертеров // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2002. - № 3. - С. 21–26.
2. Повышение стойкости наконечников фурм для 350-т конвертеров / А.В. Сущенко, А.А. Курдюков, И.Д. Буга и др. // Сталь. – 1996. - № 5. – С. 14–17.
3. Колпаков С.В., Старов Р.В., Смоктий В.В. и др. Технология производства стали в современных конвертерных цехах. - М.: Машиностроение, 1987. – 184 с.
4. Сущенко А.В., Безчерев А.С. Математическое моделирование факела дожигания отходящих газов в полости кислородного конвертера // Научные труды ДонНТУ. Металлургия. Выпуск 9. – 2007. – С. 53–58.
5. Безчерев А.С., Сущенко А.В. Моделирование процесса дожигания монооксида углерода в кислородном конвертере // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2004. - № 8. – С. 44–48.



Волнообразование в ванне конвертера как источник акустических колебаний выходных параметров

Рассмотрен процесс волнообразования в ванне конвертера на математической модели перемещения идеальной жидкости в цилиндрическом сосуде. Исследован перенос кислорода и теплоты от волнового точечного источника в одномерно движущейся эмульгированной конвертерной ванне. Установлено, что массовая доля кислорода в ванне и ее температура, возмущенные пульсационной составляющей скорости потока, – периодическая функция времени. Конвертерная ванна вследствие тепловой инерции не реагирует на колебания теплового потока и температуры, что иллюстрируется характером показаний датчика термоэлектрического пирометра, непрерывно контролирующего температуру расплава. Установлены характеристики частотного спектра изменения основных выходных параметров процесса. Ил. 2. Библиогр.: 17 назв.

Ключевые слова: конвертер, волнообразование, акустические характеристики, контроль, управление

Введение

Кислородно-конвертерная плавка отличается сложностью физико-химических процессов, протекает с большой скоростью и при высокой температуре, характеризуется многорежимностью функционирования и большой размерностью решаемых задач, наличием нестационарных и взаимно коррелированных шумов и помех измерения, имеет существенный дрейф рабочих параметров.

Одним из методов повышения эффективности конвертерного производства является его автоматизация. В системах автоматизации важную роль играет контроль акустических характеристик процессов, происходящих в ванне, путем контроля параметров отходящих газов и вибраций оборудования. Многие исследования были направлены на установление связи между упомянутыми характеристиками и основными параметрами процесса: скоростью обезуглероживания, уровня и температуры ванны, шлакообразования [1–4]. При этом исследования проводились на различных частотах, которые, как правило, выбирались исследователями интуитивно. До настоящего времени природа волнообразования в ванне конвертера изучена недостаточно.

Исследования, представленные в статье, проводились в НТУУ «Киевский политехнический институт» по темам «Принципы создания математической модели системы управления кислородным конвертером» и «Математические модели и алгоритмы системы управления кислородным конвертером», Государственные регистрационные номера 0109U001838 и 0110U002880.

Постановка задачи

Целью исследований является изучение процессов волнообразования в ванне конвертера с целью нахождения зависимостей между ними и акустическими параметрами отходящих газов и вибраций оборудования конвертера.

Результаты исследований

При перемещении идеальной жидкости в сосуде единственной силой является сила тяжести. Движение сплошной среды в поле гравитации является потенциальным. Известно, что всякая система, находящаяся в силовом потенциальном поле, склонна к свободным колебаниям. Возможные частоты колебаний жидкости обуславливает форма сосуда.

Рассмотрим задачу о нахождении собственных частот свободных колебаний жидкости в неподвижном вертикальном сосуде с плоским дном при ее потенциальном волновом движении. Эта постановка сводится к решению краевой задачи на собственные значения [5]. Принимаем, что колебания жидкости – смещения малой амплитуды, которые можно описать линеаризованным уравнением гидродинамики с использованием аппарата линейных интегральных уравнений.

Введем прямоугольную систему координат X , Y и Z . Плоскость XY совпадает с зеркалом свободной поверхности жидкости в положении равновесия, а ось Z направлена против вектора ускорения свободного падения g , модуль которого $g = 9,81 \text{ м/с}^2$ (рисунок).

В краевую задачу входит уравнение Лапласа в плоскости XY , физически интерпретирующее условие постоянства давления на свободной площади поверхности жидкости

$$\nabla_{X,Y} \chi|_{Z=0} + \mathfrak{S}^2 \chi|_{Z=0} = 0 \quad (1)$$

при условии неразрывности рабочего тела $\text{div} W = 0$ и граничном условии не протекания через смоченную площадь поверхности $\partial \chi / \partial N = 0$, где $\chi|_{Z=0}$, $\mathfrak{S}$ – собственная функция и собственное значение краевой задачи; N – нормаль к ограничивающей жидкостью поверхности, W – конвективный член продольного компонента скорости потока капельной жидкости в вертикальной трубе.

Решение имеет бесчисленное множество осциллирующих во времени функционалов потенциала скорости u

$$\psi = \sum_{n=1}^{\infty} \psi_n = \sum_{n=1}^{\infty} \chi_n|_{Z=0} ch\mathfrak{Z}_n \times (Z/l) \cos \omega_n \tau, \quad (2)$$

где $n = 1, 2, \dots, \infty$ – натуральный ряд положительных чисел, соответствующих номерам главных колебаний n -го порядка; $\chi_n|_{Z=0}$ – собственная функция главного поверхностного колебания рабочего тела n -го порядка, образующая дискретную неограниченно возрастающую последовательность; $\mathfrak{Z}_n$ – собственное значение краевой задачи n -го порядка; l – характерный поперечный размер сосуда (для круговой цилиндрической емкости – радиус зеркала свободной поверхности), м; $\omega_n = 2\pi f_n$ – круговая частота колебаний n -й главной гармоники, Гц.

Начальные собственные числа задачи для сосуда, например, в форме кругового цилиндра имеют следующие значения:

n	1	2	3
$\mathfrak{Z}_n$	1,8414	3,0539	4,2015

Круговая частота собственных колебаний связана с собственным значением задачи кругового цилиндра равенством

$$\sigma_n = +\sqrt{[2g\mathfrak{Z}_n th(2\mathfrak{Z}_n h/d)]/d}, \quad (3)$$

где h – глубина жидкости, м.

Таким образом, колеблющаяся жидкость теоретически имеет бесконечный спектр собственных частот, однозначно определяемый собственными числами краевой задачи и геометрией ванны (относительной глубиной). Каждому значению n соответствует своя форма продольных колебаний жидкости: при $n = 1$ по диаметру сосуда укладывается одна полуволна, при $n = 2$ – две полуволны и т.д. Волны нечетных индексов смещают центр тяжести жидкости от вертикальной оси. При этом зависящее от этих волн движение жидкости оказывает воздействие на стенку сосуда. Волны же четных индексов, симметричные относительно оси цилиндра, не перемещают центр тяжести жидкости в горизонтальном направлении, вследствие чего они не оказывают воздействия на стенку. Собственные нечетные колебания жидкости приводят к образованию соответствующих волн, которые воздействуют на стенку сосуда, вызывая ее перемещение или реакцию.

Рассмотрим возможность использования теории собственных колебаний жидкости в сосуде применительно к конвертеру. В статье [6] определено влияние на значение w_n отличия формы рабочего пространства конвертера от цилиндрической (нижняя и верхняя части конвертера представляют собой усеченный конус). Поправка оказалась равной 1% и ею можно пренебречь. Следовательно, значения собственных частот для конвертерной ванны могут быть рассчитаны по соотношениям для кругового цилиндра, равного большему диаметру усеченного конуса.

По ходу продувки при переходе ее в режим затопленной струи значение глубины конвертерной ванны приближается к диаметру рабочего пространства ($h/d \rightarrow 1$). Анализ показывает, что при вычислении первой собственной частоты колебаний ванны (основной тон), глубина которой даже в два раза меньше ширины зеркала свободной поверхности, приближенная формула

$$\sigma_n = +\sqrt{2g\mathfrak{Z}_n/d} \quad (4)$$

по сравнению с точной (3) дает погрешность 4 %.

Теоретически доказано, что наклон касательной к профилю волны никогда не превосходит значения $\pi/6$. Амплитуды свободных колебаний жидкости в ограниченном объеме не могут превосходить предельного, соответствующего основному тону, значения так называемой амплитуды Стокса $A = (d/2)tg\pi/6 = 0,29$.

Таким образом, как резонатор Гельмгольца конвертер обуславливает свободные колебания ванны, модулируя в ней теоретически бесконечно большой спектр частот. В режиме свободных колебаний ванна ведет себя как линейный осциллятор.

Согласно теории турбулентности Л.Д. Ландау движению сплошной среды в автомодельной области сопутствуют монотонная и пульсационные составляющие скорости потока [7], которые являются ответственными за колебания параметров. Соотношение этих компонентов скорости обуславливает масштаб развития волнообразования в рабочем теле [8].

Колебательный характер процессов в ванне вызывается также, установленным нами нестационарным характером истечения окислителя [9]. Интенсификация массо- и теплообменных процессов в ванне ускорилась внедрением многосопловых фурм с лавальевским профилем, реализующих рассредоточенное истечение газовых струй со сверхзвуковой скоростью. Таким струям присуща сплошная ударно-волновая структура истечения, характеризующаяся возникновением скачков уплотнения и областей разрежения. Кроме того, колеба-

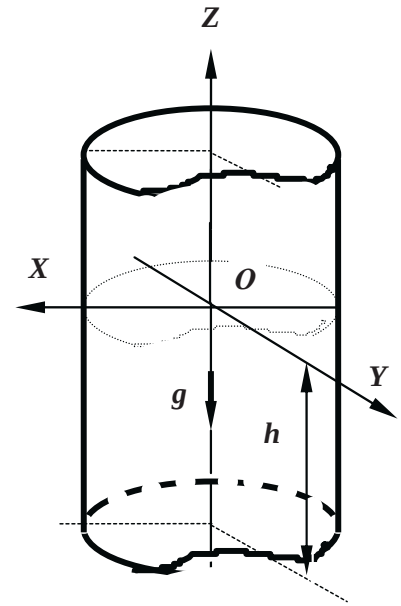


Рис. 1. Геометрическая интерпретация условий однозначности задачи о свободных колебаниях жидкости в неподвижном вертикальном сосуде с плоским дном

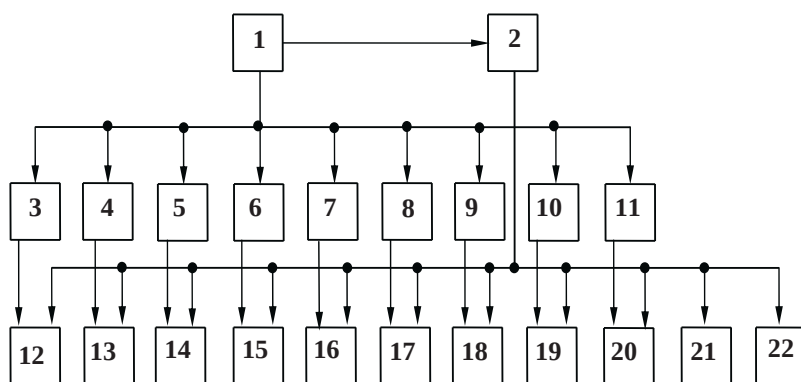


Рис. 2. Структурная схема процессов в конвертере вследствие гидродинамического возмущения ванны в режиме развитой турбулентности, вызванного механико-химическим воздействием кислорода при продувке: 1, 2 (первым числом обозначено монотонное изменение параметра, вторым колебательное); смещения – 3, 12; ускорения – 4, 13; давления – 5, 14; плотности – 6, 15; расхода – 7, 6; газовыделения – 8, 17 (акустические и излучательные колебательные параметры газовыделения рассмотрены нами в работе [16]); массовых долей компонентов – 9, 18; тепловыделения – 10, 19; температуры – 11, 20; колебания фурмы – 21 и конвертера – 22

ростей. Двигаясь вдоль линии тока, частицы ванны на фоне монотонного изменения параметров вызывают вынужденные затухающие колебания с бесконечным спектром возрастающих частот и соответственно уменьшающихся амплитуд скорости вынужденной конвекции потока (рис. 2).

Экспериментально частоту колебаний параметров ванны наиболее достоверно можно определить по частоте колебаний фурмы в период продувки с заглубленной струей, когда протекает активное обезуглероживание в квазиустановившемся режиме. Контактируя непосредственно с ванной, фурма как индикатор воспринимает возмущение от динамических нагрузок пульсирующих потоков, которые обуславливают ее реакцию в виде колебаний относительно точки закрепления. Эта экспериментальная амплитудно-частотная характеристика фурмы практически соответствует первой главной гармонике вынужденных колебаний ванны, так как почти вся энергия пульсационного движения последней заключена в частоте, отвечающей основному тону.

Колебания фурмы измеряли датчиком ускорения ДУ-5С, соединенным с генераторно-усилительным блоком ВИБ-6ТН, к выходу которого подсоединяли измеритель тока Н-390. В начале (до 5-й минуты) и в конце (с 17-й минуты) процесса, когда продувка проходит в режиме открытой струи, колебания фурмы происходят с повышенной амплитудой и малой частотой. По мере затопления фурмы металло-шлако-газовой эмульсией участки фурмы по высоте оказываются под действием разнонаправленных потоков, которые повышают частоту и снижают амплитуду колебаний до стабильных значений, соответственно 4-5 Гц и 4-6 мм. Амплитуды вынужденных колебаний определяем по их доле от соответствующих значений монотонных составляющих параметров ванны. Эту долю находим по данным исследований [8] как функцию гидродинамического режима, зависящего от конвективного члена W . Для случая развитой турбулентности средняя по сечению трубы относительная амплитуда (мера пульсаций) составляет $\varepsilon = W_1 / W = 0,08$, где W_1 – амплитуда первой главной гармоники скорости потока, м/с.

Гидродинамическое пульсирующее возмущение бесконечного спектра скоростей в каждой точке реагирующего потока вызывает соответствующие спектры вынужденных колебаний термодинамических и теплофизических параметров рабочего тела.

Рассмотрим перенос кислорода и теплоты от волнового точечного источника в одномерно движущейся эмульгированной конвертерной ванне. Задачу решаем в предположениях, принятых в технической теории колебаний. Считаем, что ванна, моделируемая полубесконечным неподвижным массивом, находится в потенциальном поле под действием гармонического воздействия. Процесс продолжается столь долго, что первоначальное воздействие на ванну теряет влияние на его ход, т.е. объект изохронен, а в математическом плане – задача без начальных условий для процесса, который перешел в квазиустановившееся состояние. Также из решения исключается режим собственных колебаний системы. Последнее допущение оправдано тем, что ванна после прекращения продувки практически переходит в неподвижное состояние.

Для формального математического описания периодических колебаний параметров ванны используем их спектральное разложение по отдельным гармоникам, основанное на бесконечных рядах Фурье. Считаем, что в процессах переноса массы и теплоты потенциал на границе изменяется по закону

$$\psi(\tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \psi_n \times \cos \omega_n \tau = \sum_{n=1}^{\infty} \psi_n \times \exp[-\pi(n-1)h/d] \cos n\omega_1 \tau, \quad (5)$$

где $\psi \in O_n$; t_n ; O_n – пульсационная составляющая массовой доли кислорода в ванне, %; t_n – пульсационная составляющая температуры ванны, °С; t – время, отсчитываемое от начала взаимодействия вдуваемого кисло-

ние расхода кислородного дутья обуславливает работу сопел в нерасчетном режиме, при котором продувка ванны осуществляется струями с неупорядоченной аэрогидродинамикой.

Как показано в [10], вытекающая в режиме заглубления со сверхзвуковой скоростью струя испытывает на расстоянии в 10-13 калибров чередующиеся во времени разрежения и сжатия, т.е. пульсации, передающиеся жидкой фазе.

Постулируем, что рассматриваемый объект – линейная система с малыми колебаниями, для которой справедлив принцип суперпозиции: мгновенную (абсолютную) скорость потока ванны можно представить как сумму медленно изменяющейся монотонной (переносной) скорости и бесконечного спектра пульсационных (относительных) составляющих ско-

рода с ванной, с; Ψ_n^* – амплитуда колебаний n -й главной гармоники потенциала переноса ($\Psi_n^* \in O_{n,n}^*, t_{n,n}^*$): $O_{n,n}^*$ – массовой доли кислорода в ванне, %; $t_{n,n}^*$ – температуры ванны, °C; Ψ_1^* – амплитуда колебаний первой главной гармоники потенциала переноса ($\Psi_1^* \in O_{1,1}^*, t_{1,1}^*$): $O_{1,1}^* = O\varepsilon$ – массовой доли кислорода в ванне, %; $t_{1,1}^* = (t_{M,CP} - t_{U,CP})\varepsilon$ – температуры ванны, °C. Здесь O – массовая доля кислорода в ванне, обусловленная монотонной составляющей его расхода, %; ω_1 – круговая частота колебаний первой главной гармоники, рад/с.

В тяжелой и вязкой ванне из-за диссипативного эффекта вынужденные колебания параметров затухают. Ряд экспонент (5), содержащих функции косинуса, быстро сходится, причем тем быстрее, чем больше номер главного колебания. С достаточной для практики точностью приближения можно пренебречь всеми членами ряда, кроме первого [11]

$$\psi(\tau) = \Psi_1^* \cos \omega_1 \tau. \quad (6)$$

Обобщенное решение одномерного уравнения переноса (для массопереноса – это второй закон Фика)

$$\partial \psi(X_*, \tau) / \partial \tau = \Im \left[\partial^2 \psi(X_*, \tau) / \partial X_*^2 + (2F + 1) X_*^{-1} \partial \psi(X_*, \tau) / \partial X_* \right] \quad (7)$$

в смоделированной лагранжевой системе координат неподвижной среде при колебательном граничном условии третьего рода

$$\partial \psi(O, \tau) / \partial X_* = H \left[\Psi_1^* \cos \omega_1 \tau - \psi(O, \tau) \right], \quad (8)$$

где X_* – подвижная координата в направлении поступательного потока ванны, м; F – коэффициент формы [12], для тел классической формы представляет собой бесконечную сумму функциональных рядов

$$\psi(X_*, \tau) = \Psi_1^* \left\{ 0,5 [N_i \exp(iPdFo) + N_{-i} \exp(-iPdFo)] - \sum_{n=1}^{\infty} \mu_n^2 / (\mu_n^4 + Pd^2) A_n \Phi(\mu_n X_* / h) \exp(-\mu_n^2 Fo) \right\}. \quad (9)$$

Здесь N_i, N_{-i} – функционалы, $i = \sqrt{-1}$; Pd, Fo – соответственно критерии Предводителя и Фурье ($Pd \in Pd_m, Pd_t$; $Fo \in Fo_m, Fo_t$); $Pd_m = \omega_1 h^2 / D$ – массообменный и Pd_t – теплообменный критерии Предводителя; $Fo_m = D\tau / h^2$ – массообменный и $Fo_t = a\tau / h^2$ – теплообменный критерии Фурье; $\mu_n = f(Bi)$ – корни характеристических уравнений, причем как вытекает из анализа решения, $\mu_1 < \mu_2 < \mu_3 < \dots < \mu_{\infty}$; Bi – критерий Био ($Bi \in Bi_{эм}, Bi_t$); $Bi_{эм} = H_{эм} h$ – эффективный массообменный и $Bi_t = H_t h$ – теплообменный; A_n – начальные амплитуды, зависящие от геометрической формы тела; $\Phi(\mu_n X_* / h)$ – функции, учитывающие пространственное изменение параметра.

Функционалы решения волновых краевых задач для тел разной формы приведены в [13], где подобраны и обобщены все варианты.

Уравнение (9) показывает, что массовая доля кислорода в ванне и ее температура, возмущенные пульсационной составляющей скорости потока, – периодическая функция времени. Наиболее представительным в метрологическом плане является основной тон, которому соответствует самое низкочастотное колебание первой главной гармоники ($n = 1$). Так как с возрастанием n в силу упомянутого неравенства каждый последующий член ряда и значение A_n при достаточно большом критерии Fo будут меньшими по сравнению с предыдущими, а сумма корней будет отличаться лишь на малую величину от значения первого члена. Как показали расчеты, этому условию удовлетворяет время начала заглупления струи, отсчитываемое от начала продувки. Результат решения в виде бесконечного ряда (9) с погрешностью не более 0,25 % можно ограничить первым членом [11].

Известно, что для затухающих колебаний рабочего тела амплитуда волны убывает на протяжении одного пространственного периода, т.е. длины волны L , в $e^{2\pi} = 535$ раз. Амплитуда первой главной гармоники скорости потока конвертерной ванны $W_1 = 1,53 \times 0,08 = 0,122$ м/с до малого значения $0,122/535 = 0,00023$ м/с затухает на расстоянии длины волны первой гармоники $L_1 = W_1 / f_1 = 0,122 / 4,5 = 0,027$ м, принятой за геометрический масштаб движения среды. Согласно граничному условию $0,5L_1 \leq h$ пульсирующий поток ванны относится к объектам с коротковолновыми колебаниями, глубинный фронт распространения которых охватывает лишь область порядка длины волны. Это подтверждает, что ванну можно принять в виде полуограниченной геометрической модели.

Коротковолновые колебания могут быть как резонансными, так и нерезонансными [14]. Решение искомого поля в наиболее простой форме плоского затухающего гармонического волнового процесса получаем из уравнения (9) для случая неограниченной пластины, произведя замену переменной X_* на $X - h$, м, и полагая $h \propto V$ [11]

$$\psi(X, \tau) = \Psi_1^* \theta_1 \exp(-Pd_X / \sqrt{2}) \cos(\omega_1 \tau - Pd_X / \sqrt{2} - \theta_2), \quad (10)$$

где $\theta_1 = 1 / \sqrt{1 + 1/Bi_*^2 + \sqrt{2}/Bi_*}$ – амплитудный множитель. Здесь Bi_* – характерный для квазиустановившегося периодического состояния системы модифицированный критерий Био ($Bi_* \in Bi_{эм}, Bi_{т}$): $Bi_{эм} = \sqrt{a/\omega_1} H_{эм}$ – массообменный и $Bi_{т} = \sqrt{\lambda/(c\rho\omega_1)} H_t$ – теплообменный; Pd_X – критерий Предводителя, варьируемый по пространственной координате X ($Pd_X \in Pd_{Xм}, Pd_{Xт}$): $Pd_{Xм} = \omega_1 X^2 / d$ – массообменный и $Pd_{Xт} = \omega_1 X^2 / a$ – теплообменный; $\theta_2 = \arctg 1 / (1 + \sqrt{2}Bi_*)$ – начальная фаза колебаний.

Вынужденные колебания параметров ванны как диссипативной системы происходят с частотой гармонического возмущающего воздействия, но с отставанием по фазе. Из анализа фазы волны выражения (10) вытекает, что колебания параметров на глубине X запаздывают на время $Pd_X / (\sqrt{2}\omega_1)$, с. С возрастанием частоты сдвиг по фазе увеличивается.

Рассмотрим для конвертерной ванны характеристики колеблющихся параметров в потоке согласно классификации [14]. В зависимости от числа Маха $M = W_1 / W_{3в}$, где $W_{3в} = d / \delta\tau = 2380$ – местная скорость звука, м/с; $\delta\tau = 2,1 \times 10^{-3}$ – продолжительность времени прохождения звуком расстояния d , с, для рассматриваемого объекта ($M = 0,00005$) характерны акустические колебания с малой амплитудой, область которых определяется $M \leq 0,001$.

Считаем, что при

$Bi_{*т} = (\sqrt{10 / (800 \times 3500 \times 2\pi \times 4,5)}) \times 15200 / 10 = 0,52 \geq 0,01$ тепловые колебания являются низкочастотными. Конвертерная ванна вследствие тепловой инерции не реагирует на колебания теплового потока и температуры, что иллюстрируется характером показаний датчика термоэлектрического пирометра, непрерывно контролирующего температуру расплава. Пирометр откликается только на изменение инерционной монотонной составляющей температурного поля и практически не реагирует на пульсации [15].

Выводы

Установлено, что массовая доля кислорода в ванне и ее температура, возмущенные пульсационной составляющей скорости потока, – периодическая функция времени. Наиболее представительным в метрологическом плане является основной тон, которому соответствует самое низкочастотное колебание первой главной гармоники.

Вынужденные колебания параметров ванны как диссипативной системы происходят с частотой гармонического возмущающего воздействия, но с отставанием по фазе.

Конвертерная ванна вследствие тепловой инерции не реагирует на колебания теплового потока и температуры, что иллюстрируется характером показаний датчика термоэлектрического пирометра, непрерывно контролирующего температуру расплава. Пирометр откликается только на изменение инерционной монотонной составляющей температурного поля и практически не реагирует на пульсации.

Дальнейшие исследования акустических и вибрационных характеристик процесса в области низкочастотных колебаний будут проводиться в направлении включения этих параметров в модель управления конвертерной плавкой [17].

Библиографический список

- Охотский В.Б., Рубан В.В. Инфразвук в шуме продувки в конвертере // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1990. – № 6. – С. 24–26.
- Богушевский В.С., Сорокин Н.А., Церковницкий Н.С. Контроль обезуглероживания и шлакообразования кислородно-конвертерной плавки по амплитудно-частотным характеристикам газовой фазы // Изв. АН СССР. Металлы. – 1990. – № 6. – С. 15–20.
- Исследование принципиальной возможности микроволнового мониторинга состава и свойств конвертерного шлака / В.В. Смоктий, В.И. Головкин, Л.А. Головкин и др. // Науч.-техн. сб.: Электронная техника. – Сер. 1, СВЧ-техника. – Вып. 1 (147). – М.: ЦНИИ «Электроника», 1998. – С. 25–30.
- Использование вибрационных характеристик конвертера для управления шлаковым режимом плавки // В.Г. Попов, С.Д. Зинченко, А.Т. Степанов и др. // Сталь. – 2004. – № 11. – С. 14–15.
- Моисеев Н.Н., Петров А.А. Численные методы расчета собственных частот колебаний ограниченного объема жидкости. – М.: ВЦ АН СССР, 1966. – 270 с.
- Носков А.С. Волновое движение жидкости в ванне конвертера // Металлургическая теплотехника: тематический отраслевой сборник МЧМ СССР. – М.: Металлургия, 1974. – № 3. – С. 48 – 50.
- Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Теоретическая физика. Механика сплошных сред. – М.: Гос. изд-во техн.-теорет. лит., 1953. – 788 с.
- Кутателадзе С.С., Накоряков В.Е. Тепломассообмен волны в газожидкостных системах. – Новосибирск: Наука, 1984. – 302 с.
- Богушевский В.С., Сорокин Н.А., Церковницкий Н.С. Контроль обезуглероживания и шлакообразования кислородно-конвертерной плавки по амплитудно-частотным характеристикам газовой фазы // Изв. АН СССР. Металлы. – 1990. – № 6. – С. 15–20.
- Бойченко Б.М., Охотский В.Б., Харлашин П.С.: Підручник / Конвертерне виробництво сталі (теорія, технологія, якість сталі, конструкція агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія). – Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-ВАЛ», 2004. – 456 с.
- Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высшая школа, 1967. – 600 с.
- Гольфарб Э.М. Теплотехника металлургических процессов. – М.: Металлургия, 1967. – 440 с.
- Богушевский В.С., Рюмшин Н.А., Сорокин Н.А. Основы математического описания технологических

- процессов конвертерного производства стали. – К.: НПО «Киевский институт автоматики», 1992. – 168 с.
14. Галицейский Б.М., Рыжов Ю.А., Якуша Е.В. Тепловые и гидродинамические процессы в колеблющихся потоках. – М.: Машиностроение, 1977. – 256 с.
15. Измерение температуры металла по ходу плавки в конвертере с верхней подачей кислорода / В.С. Кочо, В.И. Лапицкий, Л.Д. Пайзанский и др. // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 1964. – № 2. – С. 28–31.
16. Богущевский В.С., Рюмшин Н.А., Сорокин Н.А. АСУТП производства стали в конвертерах. – К.: Техніка, 1991. – 180 с.
17. Богущевский В.С., Сухенко В.Ю., Сергеева Е.А. Математическая модель управления дутьевым режимом конвертерной плавки // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2011. – № 8. – С. 24 – 25.



УДК.669.046.58:669.184

**Бойченко Б.М. /д.т.н./, Низяев К.Г. /д.т.н./,
Стоянов А.Н. /к.т.н./, Синегин Е.В.,
Молчанов Л.С.
НМетАУ**

**Заспенко А.С., Мазов М.М., Васильев Д.П.,
Чмырков К.Ф.
ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»**

Результаты отсечки первичного шлака в условиях конвертерного цеха ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»

Исследования по отсечке первичного шлака проведены на конвертерах ёмкостью 60 т в условиях ККЦ ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского». Опробованы различные составы огнеупорных смесей для изготовления вставки-пробки и проанализирована возможность использования отходов производства в их изготовлении. Разработано устройство для фиксации пробки в лётке. Промышленные испытания способа показали запланированные результаты. Ил. 3.

Ключевые слова: конвертер, отсечка шлака, огнеупорная пробка, усвоение ферросплавов

The studies were carried out for the cut-off of the primary slag from 60 tons converter in BOF shop of Public Company «EVRAZ-DMZ named after Petrovsky». Tested various fireclays for bung manufacture and analyzed the possibility of using waste products in their manufacture. The device for fixing the bung in the tap-hole was developed. Industrial tests have shown expected results.

Постановка задач исследования

Для условий ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского» выбрана технология, основой которой явилась закупорка лётки огнеупорной пробкой определённого состава и размеров. При наклоне конвертера для выпуска стали первичный шлак, давящий на пробку, не в состоянии развить необходимое статическое давление для её разрушения в лётке, в отличие от практически мгновенного её выдавливания сталью, чья плотность и гидравлическое давление (с первых секунд выпуска) почти в 3-3,5 раза больше этих параметров у шлака.

При разработке данного способа необходимо было решить следующие задачи:

- создать способ и устройство для установки и фиксации пробки;
- разработать состав и конструкцию пробки, обеспечивающие необходимые механические свойства;
- формализовать технологический регламент изготовления пробки.

Методы исследований параметров установки и фиксация пробки в лёточном узле

На кафедре металлургии стали разработана принципиальная схема устройства для фиксации пробки в лёточном узле. Проектирование и сборку устройства выполняла инженерная служба ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского». Размеры устройства определяли, исходя из размеров рабочей площадки конвертерного цеха, требуемой глубины установки пробки в лётке, возможности механизации процесса и требований техники безопасности на производстве.

Состав огнеупорной пробки

В условиях полупромышленной лаборатории кафедры металлургии стали проведены испытания по определению прочностных характеристик спечённых огнеупорных пробок различного химического состава. На рис. 1 приведена фотография пробки после воздействия температур, соответствующих рабочим условиям ее эксплуатации. В результате испытаний была выбрана смесь, содержащая огнеупорную глину и модификатор, корректирующий механические свойства пробки в соотношении, которое обеспечивает необходимую прочность спечённой пробки.

Исследована также возможность использования в составе пробки (вставки) отходов огнеупорных материа-

лов и шлака. Изменений механических свойств вставки при добавлении измельчённых отходов не наблюдали при их массовом содержании не более 2-5 % и фракции до 1 мм. При больших массовой доле и фракции механические свойства вставки резко ухудшались.

Анализ экспериментальных данных показал, что не существует явной зависимости прочности вставки от массовой доли отходов и их фракционного состава, что затрудняет возможность спрогнозировать прочность вставки.

Однако существенным недостатком использования отходов производства при изготовлении смеси для пробки является необходимость в дополнительной их подготовке к использованию и транспортировке в отделение подготовки ковшей. По результатам исследований разработан технологический регламент изготовления пробок.

Промышленные испытания и анализ результатов

В период с 01.10.2011 по 28.10.2011 г. в условиях ККЦ проведены опытно-промышленные исследования отсечки первичного шлака. Изготовление вставок выполняли в соответствии с разработанным технологическим регламентом изготовления вставок в отделении подготовки ковшей.

Установку вставок производили после последнего замера температуры и отбора проб для определения химического состава стали. Оставшееся до выпуска плавки время было достаточно для превращения вставки в пробку – её спекания в сталевыпускном отверстии. На рис. 2 изображена пробка, правильно установленная в лёточном узле (с соблюдением необходимой глубины и степени обжатия).



Рис. 1. Разрез спечённой огнеупорной пробки



Рис. 2. Установленная в лётке пробка

После проведенных испытаний выполнен анализ паспортов плавов для анализа эффективности выполненных мероприятий. Целевой функцией для оценки эффективности выбрана степень усвоения Mn и Si из ферросплавов.

По результатам анализа на рис. 3 построены графики, из которых видно, что степень усвоения марганца и кремния при использовании отсечки первичного шлака выше на 3,14 и 5,01 %, соответственно.

Особенности эксплуатации пробок

Наибольшая степень усвоения ферросплавов для базовых и опытных плавов была на конвертере № 3. Это связано с начальным периодом эксплуатации футеровки конвертера и, соответственно, с удовлетворительной работой лёточного узла.

Наименьшие значения степени усвоения получены на конвертере № 2. Это объясняется окончанием кампании футеровки конвертера и соответственным сильным износом лёточного узла, что, в свою очередь, приводит к худшей фиксации пробки в лётке и увеличению количества первичного шлака, попадающего в ковш. Количество плавов с отсечкой шлака на конвертере № 2 составляло 5 ввиду вывода конвертера на перефутеровку. Наиболее эффективными являются мероприятия по отсечке первичного шлака, проводимые на перегретых плавках, где содержание FeO значительно превышает норму.

При анализе паспортов отмечено, что наилучших

результатов достигали на новых лётках при вводе пробки на 60-70 % глубины и диаметре лётки 125-150 мм. При большем диаметре представлялось довольно сложным достичь нужной степени обжатия пробки для хорошей её фиксации, что приводило к несколько преждевременному выбива-

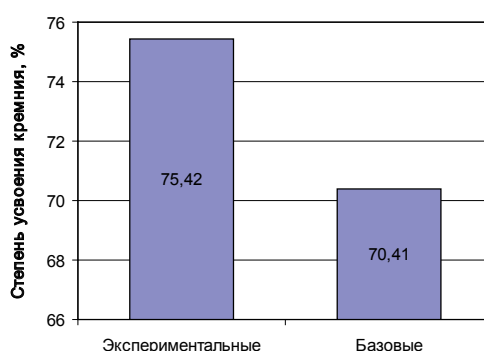


Рис. 3. Степень усвоения марганца и кремния, в целом, по трём конвертерам

нию её шлаком на выпуске плавки. Для устранения этого неудобства на изношенных лётках диаметром более 150 мм массу пробки увеличивали на 12-18 %.

Выводы

Для условий конвертерного цеха ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского» разработана технология отсечки первичного шлака фиксируемой в лётке огнеупорной вставкой-пробкой. Простая в использовании и рентабельная при длительной эксплуатации, она позволяет увеличить степень усвоения Mn и Si ферросплавов на 3,14 и 5,01 %, соответственно.

Для достижения максимальной эффективности в эксплуатации технологии необходимо осуществлять установку пробки на глубину 60-70 % длины лётки. Для изношенных лёток диаметром более 150 мм необходимо использовать пробки с большей на 12-18 % массой.



УДК 532.525.6

Гичёв Ю.А. /д.т.н./, Бершадский А.И.

НМетАУ

Исследование характеристик газовой струи в системе газодинамической отсечки шлака при выпуске плавки из конвертеров

Выполнено экспериментальное исследование характеристик импактной газовой струи, в результате которого получена эпюра давлений на днище тупикового канала, имитирующего стале-выпускное отверстие конвертера, и исследованы запирающие свойства газовой струи в процессе стыковки сопла со сталевыпускным отверстием. Экспериментальные данные могут быть использованы при разработке режимов эксплуатации системы газодинамической отсечки шлака. Ил. 4. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: газовая струя, отсечка шлака, тупиковый канал, сталевыпускное отверстие

Done experimental study characteristics of impinging gas jet, resulting in this was obtained pressure curve of force on the bottom channel that simulates tapping hole in converter and investigated the properties of locking by the gas jet in the process of docking nozzle orifice with tapping hole. Experimental data can be used to develop modes of operation of gas-dynamic cutoff slag.

Keywords: gas jet, cut-off slag, a dead end channel, tapping hole

Данная работа касается исследования системы газодинамической отсечки шлака при выпуске плавки из сталеплавильных конвертеров. Газодинамическая отсечка шлака представляется одним из наиболее перспективных технических решений, т.к. отличается компактностью оборудования, возможностью дистанционного управления, быстродействием и высоким качеством отсечки [1].

В настоящее время ведется поиск наиболее приемлемого технического решения для реализации газодинамической отсечки шлака, что требует разносторонних исследований характеристик импактной газовой струи, максимально приближенных к условиям эксплуатации устройства.

В данной работе приведены результаты исследования характеристик импактной газовой струи применительно к одному из вариантов устройства газодинамической отсечки шлака, разработанному на кафедре промышленной теплоэнергетики НМетАУ [2, 3].

Вариант рассматриваемого устройства приведен на рис. 1.

Устройство для отсечки шлака установлено на поворотном рычаге и смонтировано на корпусе конвертера. В момент появления шлака происходит поворот рычага и стыковка сопла через насадку со сталевыпускным отверстием. При повороте рычага с соплом газовая струя изменяет угол натекания и глубину проникновения в сталевыпускное отверстие.

Задача исследований заключалась в определении характеристик импактной газовой струи при стыковке сопла со сталевыпускным отверстием с учетом изменения угла натекания струи, расстояния сопла до отверстия и глубины проникновения струи при различных давлениях газа перед соплом и различных конструктивных характеристиках сопла. В задачу исследования входило также определение запирающих свойств газовой струи.

Исследование выполнено экспериментальным путем. Принципиальная схема экспериментальной уста-

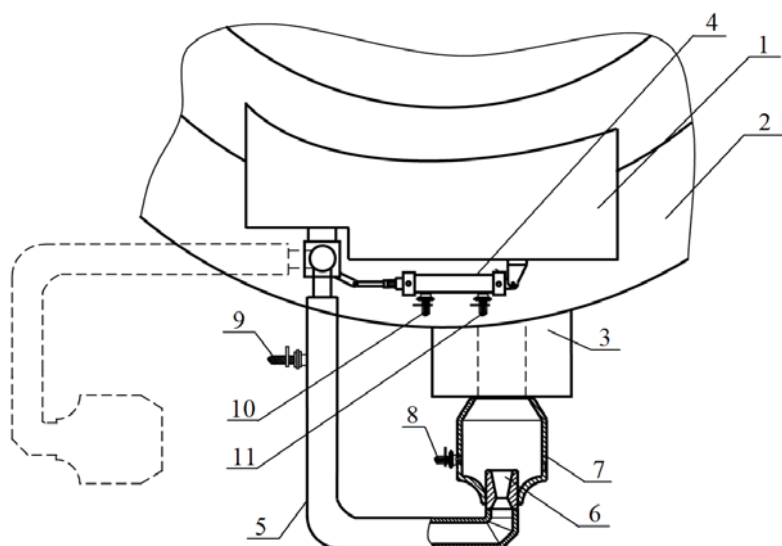


Рис. 1. Вариант устройства для газодинамической отсечки шлака: 1 – опорный блок; 2 – корпус конвертера; 3 – летка (сталевыпускное отверстие); 4 – пневмоцилиндр; 5 – поворотный рычаг; 6 – сопло; 7 – насадок; 8, 9, 10, 11 – подвод нейтрального газа

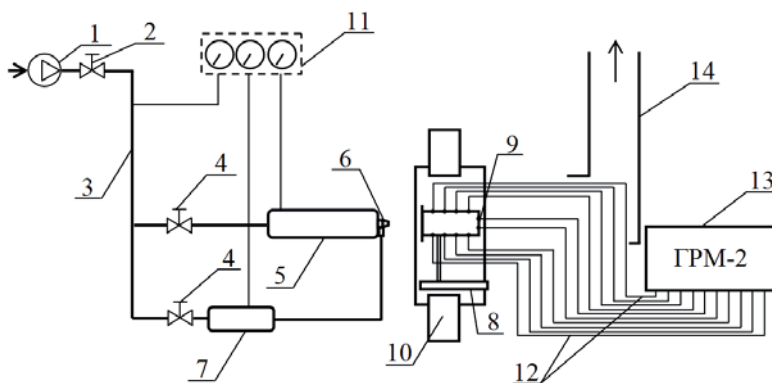


Рис. 2. Принципиальная схема экспериментальной установки: 1 - компрессор; 2 - запорная задвижка; 3 - воздухопровод высокого давления; 4 - регулирующая задвижка; 5 - форкамера центрального потока; 6 - сопло; 7 - форкамера кольцевого потока; 8 - координатник; 9 - модель тупикового канала; 10 - теневой прибор; 11 - щит образцовых манометров; 12 - пакет импульсных линий; 13 - групповой регистрирующий манометр (ГРМ-2); 14 - воздухоотвод

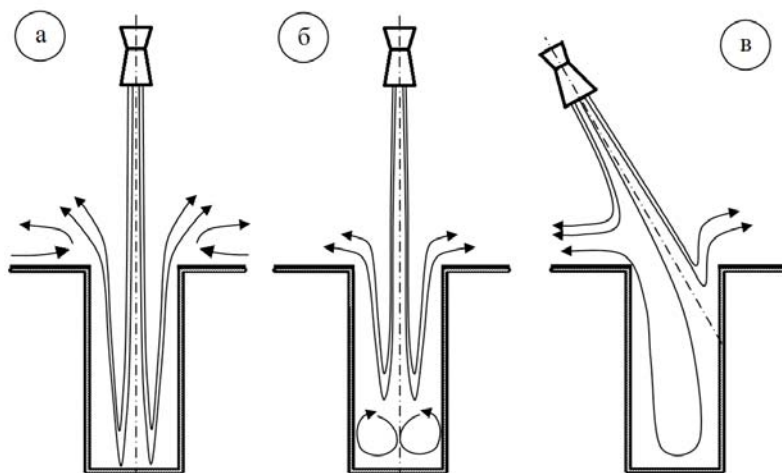


Рис. 3. Варианты взаимодействия импактной газовой струи с тупиковым каналом: а, б – фронтальное натекание струи на тупиковый канал; в – боковое натекание струи на тупиковый канал

новки представлена на рис. 2.

Модель, имитирующая сталевыпускное отверстие, представляет собой тупиковый канал, размещенный на координатнике, что позволяет изменять угол натекания струи на тупиковый канал.

Относительное располагаемое давление газа перед соплом определялось соотношением: $P_c = (P_{сизб} + P_{атм}) / P_{атм}$, где $P_{сизб}$ - избыточное давление газа перед соплом; $P_{атм}$ - давление во внешней среде (атмосферное давление).

Диапазон изменения конструктивных и газодинамических характеристик в экспериментальном исследовании:

- диаметр критического сечения сопла $d_{кр} = 0,012-0,027$ м;
- диаметр тупикового канала $D = 0,04-0,08$ м;
- глубина тупикового канала $H = 0,12-0,24$ м;
- относительный диаметр критического сечения сопла $\bar{d} = \frac{d_{кр}}{D} = 0,150-0,675$;

относительное расстояние от сопла до плоскости среза тупикового канала $\bar{h} = \frac{h}{d_{кр}} = 0-28$;

- относительное расстояние от сопла до плоскости среза тупикового канала $\bar{h} = \frac{h}{d_{кр}} = 0-28$;
- угол между осью сопла и осью канала $\varphi = 30-60^\circ$;
- абсолютное давление газа перед соплом в форкамере центрального потока $P_c = 0,2-4,8$ МПа;

Качественные исследования на модели экспериментальной установки позволили выделить характерные варианты натекания струи на тупиковый канал, которые представлены на рис. 3.

При фронтальном натекании струи на тупиковый канал установлены два варианта взаимодействия.

В первом случае (рис. 3а) струя полностью втекает в тупиковый канал. Вытеснение газа из канала происходит вдоль его боковой поверхности. При этом на плоскости среза тупикового канала образуется эжекционное веерное течение окружающего воздуха.

Во втором случае (рис. 3б) струя полностью не втекает в тупиковый канал, т. е. активная часть струи не достигает дна канала. Вытесняемая из канала струя растекается по плоскости на срезе тупикового канала. В донной части канала образуется вихревое течение, аккумулирующее энергию втекающей струи и амортизирующее давление струи на днище канала, что в целом снижает запирающие свойства струи.

При боковом натекании струи на тупиковый канал (рис. 3в) взаимодействие струи с тупиковым каналом носит комбинированный характер: с одной стороны, струя натекает на боковую стенку канала, а с другой стороны, — максимально проникает в полость канала. Причем с увеличением угла между осью струи и осью тупикового канала глубина проникновения струи в канал уменьшается, а в донной части канала образуется вихревое течение (на рис. 3 не показано).

При эксплуатации системы газодинамической отсечки шлака давление, необходимое для запираания шлака, изменяется вследствие двух факторов.

Во-первых, в процессе запираания изменяется количество металла в шлаке. Давление, необходимое для запираания шлака при наличии в шлаке 50 % металла, составляет 0,225 МПа, а при 15 % 0,163 МПа [4].

Во-вторых, в процессе эксплуатации конвертера от одной перефутеровки к другой, т.е. в ходе кампании эксплуатации конвертера, происходит разгар сталевыпускного отверстия, что требует наращивания по мере приближения к окончанию кампании, давления на сталевыпускное отверстие при отсечке.

Характер изменения давления газа перед соплом вследствие действия указанных факторов иллюстрируется эпюрой давления, представленной на рис. 4.

Из данных, приведенных на рис. 4, следует, что в начале кампании эксплуатации конвертера для обеспечения давления в сталевыпускном отверстии, необходимого для запираания шлака, давление перед соплом должно составлять в зависимости от количества металла в шлаке $0,38 \div 0,70$ МПа, а в конце кампании 1,0–1,6 МПа. В целом приведенная эпюра позволяет оценить интервалы изменения давления газа перед соплом в зависимости от наличия металла в шлаке и периода эксплуатации конвертера.

Выводы

В результате экспериментального исследования характеристик импактной газовой струи получена эпюра давлений на днище тупикового канала, имитирующего летку конвертера, при различных давлениях газа перед соплом и различных диаметрах сталевыпускного отверстия, изменяющегося в процессе эксплуатации конвертера вследствие разгара. Экспериментальные данные могут быть использованы при разработке режимов эксплуатации рассмотренного варианта системы газодинамической отсечки шлака.

Библиографический список

1. Гичёв Ю.А., Перцевой В.А. Классификация и сравнение способов отсечки шлака при выпуске стали из конвертеров / БНТИ Черная металлургия. - 2009. - № 5(1313). - С. 32-35.
2. Пат. на корисну модель. № 36614. Україна. Пристрій газодинамічного відсічення шлаку від рідкого металу / Гічов Ю.А., Бичков С.В., Малик О.О., Перцевой В.О. С21С5/46. 2008. 27.10.2008. Бюл. № 20.
3. Пат. на корисну модель № 37728. Україна. Спосіб газодинамічного відсічення шлаку від рідкого металу / Гічов Ю.А., Бичков С.В., Малик О.О., Жаворонков Ю.І., Перцевой В.О. С21С5/46. 2008. 10.12.2008. Бюл. № 23.
4. Гичёв Ю.А., Перцевой В.А. Экспериментальное исследование запирающих свойств газовой струи / Металургійна теплотехніка: Зб. наук. пр. НМетАУ. - Дніпропетровськ: «ПП. Грек О.С.», 2006. - С. 68-76.

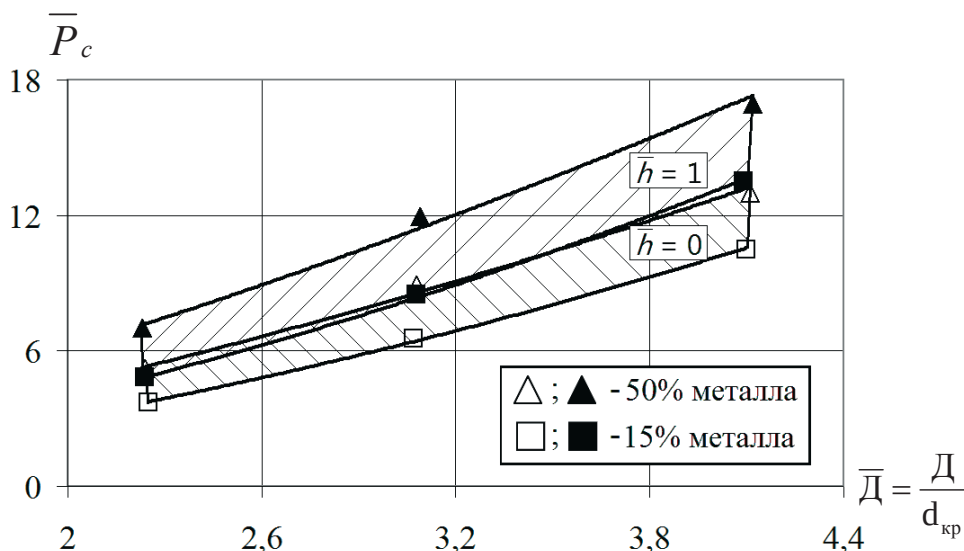


Рис. 4. Зависимость давления газа перед соплом от изменения диаметра тупикового канала, имитирующего летку конвертера



Охлаждающее действие газовой струи в сталевыпускном отверстии конвертера при газодинамической отсечке шлака

Выполнен анализ интенсивности теплообмена при втекании газовой струи в канал сталевыпускного отверстия. Полученные коэффициенты теплоотдачи использованы для вычисления тепловых потоков и оценки степени охлаждения шлака в летке сталеплавильного конвертера. Тепловой расчет взаимодействия струи со шлаком показал, что количество теплоты, аккумулированное газом при контакте со шлаком, и снижение температуры поверхности шлака исключают затвердевание шлака в период отсечки и закупорку летки. Ил. 3. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: коэффициент теплоотдачи, теплообмен, газовая струя, сталевыпускное отверстие, шлак

Done analysis of the heat transfer rate with the leak of the gas jet in the channel of tapping holes. The resulting heat transfer coefficients used to calculate the heat flow and assessment of cooling slag in the tapping hole of the steelmaking converter. Thermal design of the jet interaction with the slag showed that the amount of heat accumulated gas in contact with the slag, and decrease the surface temperature of the slag excludes solidification of slag in the cutoff slag period and obstruction tapping hole.

Keywords: the heat transfer coefficient, heat transfer, gas jet, tapping hole, slag

Исследование относится к системе гидродинамической отсечки шлака при выпуске плавки из сталеплавильных конвертеров, которая заключается в том, что при выпуске плавки в момент появления шлака в сталевыпускном отверстии летки конвертера на шлак действует газовая струя. В результате происходит отсечка шлака от стали и торможение шлака в сталевыпускном отверстии летки [1].

При газодинамической отсечке шлака теплообмен натекающей газовой струи с леткой конвертера и шлаком оказывает существенное влияние на эффективность отсечки по следующим причинам.

Во-первых, изменяются свойства струи, запирающей шлак в летке (характер движения, температура, скорость и давление в струе). Во-вторых, изменяются свойства шлака (температура, текучесть, структура). Эти факторы следует учитывать при эксплуатации системы газодинамической отсечки для нормального функционирования устройства и, в первую очередь, для исключения закупорки летки шлаком вследствие его затвердевания под охлаждающим воздействием отсекающей шлак струи.

Задача исследования заключалась в анализе теплообмена при натекании газовой струи на летку сталеплавильного конвертера для оценки охлаждающего действия струи на изменение агрегатного состояния шлака.

Данная работа включала два этапа:

- 1) анализ интенсивности теплообмена по значениям коэффициентов теплоотдачи при втекании газовой струи в канал сталевыпускного отверстия с использованием результатов известных исследований;
- 2) применение полученных коэффициентов теплоотдачи для вычисления тепловых потоков и оценки степени охлаждения шлака в летке сталеплавильного конвертера.

В соответствии с технологией газодинамической отсечки шлака при втекании газовой струи в канал можно выделить три варианта взаимодействия струи со шлаком (рис. 1):

- втекание струи в полностью заполненный шлаком канал (рис. 1а);
- втекание струи в частично заполненный шлаком канал (рис. 1б);
- втекание струи при полном вытеснении шлака из канала (рис. 1в)

Коэффициенты теплоотдачи между струей и боковыми стенками сталевыпускного отверстия при втекании струи в отверстие, из которого полностью вытеснен шлак (рис. 1в), представлены на рис. 2 и 3, где h – относительное расстояние от сопла до сталевыпускного отверстия:

$h = h / d_{кр}$ (здесь h – расстояние между срезом сопла и плоскостью среза сталевыпускного отверстия, $d_{кр}$ – диаметр критического сечения сопла).

За начало отсчета линейной координаты x принята критическая точка, соответствующая натеканию струи на препятствие в сталеплавильном отверстии и полному торможению струи.

При фронтальном натекании струи на сталевыпускное отверстие (рис. 2) критическая точка расположена в плоскости среза сталевыпускного отверстия, образуемой вытесненным из отверстия шлаком. Здесь происходит замедление и полное торможение струи. Соответственно проявляется минимальный локальный коэффициент теплоотдачи.

При боковом натекании струи (рис. 3) критическая точка находится на боковой стенке сталевыпускного отверстия. Здесь проявляется максимальный коэффициент теплоотдачи вследствие удара о стенку и резкого

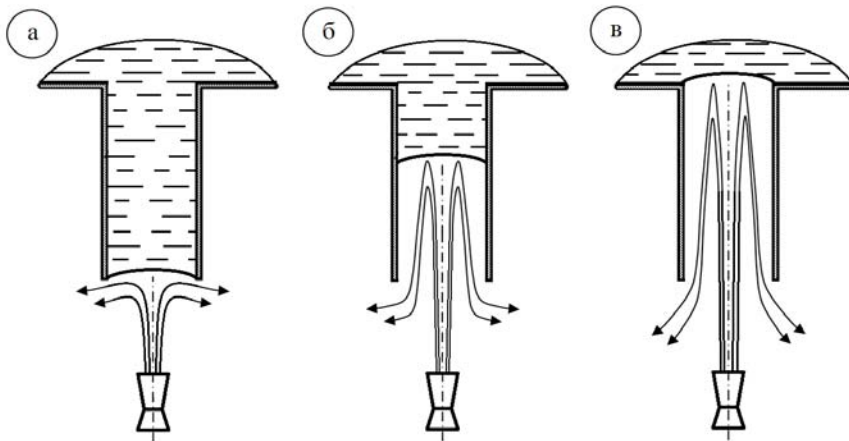


Рис. 1. Варианты взаимодействия струи со шлаком

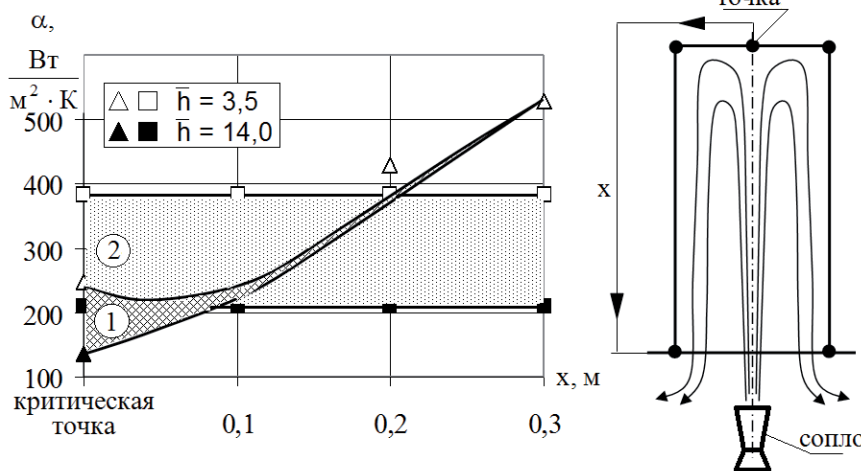


Рис. 2. Изменение локального (1) и среднего (2) коэффициентов теплоотдачи по длине сталевыпускного отверстия при фронтальном натекании струи

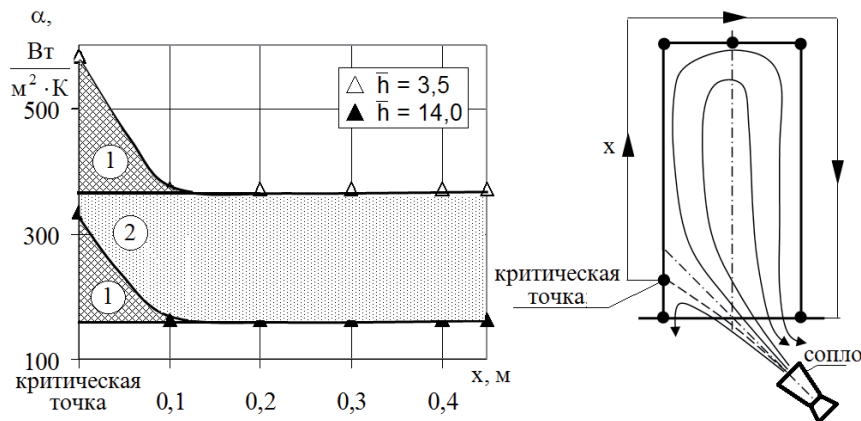


Рис. 3. Изменение локального (1) и среднего (2) коэффициентов теплоотдачи по длине сталевыпускного отверстия при боковом натекании струи

поворота струи. При переходе струи на противоположную от критической точки боковую стенку коэффициент теплоотдачи снижается.

При фронтальном натекании струи на сталевыпускное отверстие координата максимального значения коэффициента теплоотдачи определяется выражением [2]

$$x_{\max} = 1,45 \cdot d_0 \cdot \left(\frac{h}{d_0} \right)^{0,83} \quad (1)$$

При этом максимальное значение локального коэффициента теплоотдачи определяется из критериального уравнения [2]

$$Nu_{l \max} = 0,25 \cdot Re_0^{0,6} \cdot \left(\frac{h}{d_0} \right)^{-0,22} \quad (2)$$

$$Nu_l = \frac{\alpha \cdot d_z}{\lambda}, \quad Re_0 = \frac{u_0 \cdot d_z}{\nu} \quad (3, 4)$$

где Nu_l и Re_0 – критерии подобия Нуссельта и Рейнольдса; λ , u_0 и ν – коэффициент теплопроводности газа, скорость газа на срезе сопла и коэффициент кинематической вязкости газа.

Определяющий размер в числах подобия Nu_l и Re_0 в соответствии с конфигурацией газовой струи составит $d_z = 2 \cdot d_0$.

Теплофизические свойства газа приняты для определяющей температуры

$$t_{\text{онп}} = 0,5 \cdot (t + t_u) \quad (5)$$

где t – температура газа на срезе сопла, °C;

t_u – температура шлака в летке конвертера, °C.

Текущее значение локального коэффициента теплоотдачи в соответствии со значением координаты x определяется из уравнения

$$Nu_{l x} = 0,49 \cdot Re_x^{0,63} \quad (6)$$

$$Nu_{l x} = \frac{\alpha \cdot x}{\lambda}, \quad Re_x = \frac{u \cdot x}{\nu} \quad (7, 8)$$

Средний коэффициент теплоотдачи определяется из критериального уравнения

$$\overline{Nu} = 0,2 \cdot Re_0^{0,65} \cdot \left(\frac{h}{d_0} \right)^{-0,22}, \quad \overline{Nu} = \frac{\overline{\alpha} \cdot d_z}{\lambda} \quad (9, 10)$$

Коэффициент теплоотдачи от расплава шлака к газовым пузырям при пузырьковом режиме взаимодействия газа и шлака определяется выражением

$$\alpha_n = \frac{\overline{Nu_n} \cdot \lambda}{2 \cdot r_n}, \quad (11)$$

и составляет в зависимости от диаметра сталевыпускного отверстия 180-290 Вт/(м²·К)

Суммарный коэффициент теплоотдачи при втекании газовой струи в сталевыпускное отверстие с учетом теплообмена газовой струи со стенкой канала, с поверхностью шлака и барботирования газа через шлак составляет

$$\alpha_\Sigma = \alpha + \alpha_n, \quad (12)$$

Текущая температура поверхности шлака t_{un} в летке конвертера определяется из выражения [3]

$$\frac{t_{un} - t_{un}}{t_{un} - t} = 1 - e^{\left(\frac{\alpha_\Sigma^2 \cdot a_{un} \cdot \tau}{\lambda_{un}^2} \right)} \cdot \operatorname{erfc} \left(\frac{\alpha_\Sigma \cdot \sqrt{a_{un} \cdot \tau}}{\lambda_{un}} \right), \quad (13)$$

где a_{un} - коэффициент температуропроводности шлака, м²/с; τ - продолжительность контакта шлака с газом, с; λ_{un} - коэффициент теплопроводности шлака, Вт/(м²·К).

Плотность теплового потока при натекании газовой струи на летку конвертера определяется выражением [4]

$$q = \alpha_\Sigma \cdot (t_{un} - t) \cdot e^{\left(\frac{\alpha_\Sigma^2 \cdot a_{un} \cdot \tau}{\lambda_{un}^2} \right)} \cdot \operatorname{erfc} \left(\frac{\alpha_\Sigma \cdot \sqrt{a_{un} \cdot \tau}}{\lambda_{un}} \right). \quad (14)$$

В соответствии с результатами расчетов, представленными на рис. 2, 3, максимальное значение коэффициента теплоотдачи α составило 600 Вт/(м²·К), а максимальное значение суммарного коэффициента теплоотдачи, соответственно, составило $\alpha_\Sigma = \alpha + \alpha_n = 600 + 290 = 890$ Вт/(м²·К).

С учетом максимального значения суммарного коэффициента теплоотдачи тепловое взаимодействие втекающей в летку конвертера газовой струи со шлаком отражается следующими показателями:

- продолжительность взаимодействия струи со шлаком – 5 с;
- начальная температура поверхности шлака – 1600 °С;
- снижение температуры поверхности шлака – 75 °С;
- теплота фазового перехода в зависимости от состава шлака – 2,83-8,31 МДж;
- количество теплоты аккумулированной газом при контакте со шлаком – 0,70 МДж.

Таким образом, контакт закипающей газовой струи со шлаком снижает температуру поверхности шлака до 1525 °С, а количество теплоты аккумулированной газом не превышает 10-30 % теплоты фазового перехода шлака, что исключает затвердевание шлака в период отсечки и закупорку летки.

Выводы

Выполнен анализ интенсивности теплообмена при втекании газовой струи в канал сталевыпускного отверстия. Тепловой расчет взаимодействия струи со шлаком показал, что количество теплоты, аккумулированное газом при контакте со шлаком, и снижение температуры поверхности шлака исключают затвердевание шлака и закупорку летки конвертера в период отсечки.

Библиографический список

1. Гичёв Ю.А., Перцевой В.А. Тепловые и газодинамические режимы эксплуатации устройств струйной отсечки шлака / *Металлург. и горноруд. пром-сть*. - 2010. - № 3. - С. 201-204.
2. Дыбан Е.П., Мазур А.И. Конвективный теплообмен при струйном обтекании тел. - К.: Наукова думка, 1982. - 303 с.
3. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. - М.: Атомиздат, 1979. - 416 с.
4. Протодяконов И.О., Люблинская И.Е. Гидродинамика и массообмен в системах газ-жидкость. - Л.: Наука, 1990. - 349 с.



УДК 669.046:532

Гичёв Ю.А. /д.т.н./, Ступак М.Ю.

НМЕТAY

Моделирование пульсационного сжигания топлива при сушке и разогреве сталеразливочных ковшей

Разработана математическая модель пульсационного сжигания топлива. Представлен пример применения модели для прогнозирования динамики выгорания топлива в процессах сушки и разогрева сталеразливочных ковшей. Установлено, что на стендах сушки и разогрева при пульсационном сжигании полное догорание газа обеспечивается на расстоянии двух калибров от среза горелки, т.е. полное выгорание газа происходит уже в нижней части ковша, исключая этим недожог топлива. Ил. 2. Библиогр. 4 назв.

Ключевые слова: сталеразливочный ковш, пульсационное сжигание, вихри, моделирование, сушка, разогрев

The mathematical model of fuel pulsating combustion is worked out. The example of model application is presented for prognostication of fuel burning down dynamics in the processes of casting ladle drying and heating. It is set that on the stands of drying and heating at pulsation combustion the complete burning out of gas is provided in the distance two calibers from the cut of gas-ring, i.e. the complete burning down of gas takes place already in the underbody of casting ladle, except the underfiring of fuel to these.

Keywords: casting ladle, pulsating combustion, vortices, modeling, drying, heating

Задача данной работы заключалась в разработке математической модели процесса выгорания газообразного топлива в турбулентном факеле при сушке и разогреве сталеразливочных ковшей, что необходимо для конструктивных решений горелочного узла системы пульсационного сжигания [1].

По существующим представлениям [2, 3] турбулентный поток при больших числах Рейнольдса (Re) состоит из вихрей различного масштаба, причем самые крупные из вихрей (макровихри) характеризуются масштабом течения, а самые мелкие (микровихри) определяются условиями естественной и искусственной турбулизации потока. Выгорание газообразного топлива в объеме микровихрей происходит практически мгновенно, а в объеме макровихрей с запаздыванием, что приводит к неполноте сгорания. Образование микровихрей происходит в результате отрыва потока с поверхности канала и шероховатости стенки канала (рис. 1).

Скорость одиночного вихря в потоке вязкой жидкости определяется выражением [4]

$$u = \frac{\Gamma}{\pi \cdot d_B} \cdot \left(1 - e^{-\frac{d_B^2}{16\nu\tau}}\right), \quad (1)$$

где Γ – циркуляция вихря, м²/с; τ – время присутствия вихря в потоке, с; ν – кинематический коэффициент вязкости, м²/с.

Принимая во внимание, что периферийная скорость вихря равна скорости потока, выражение для циркуляции вихря определяется произведением

$$\Gamma = \pi \cdot d_B \cdot u_{CP}, \quad (2)$$

где u_{CP} – средняя скорость потока, м/с.

Соответственно выражение (1) принимает вид

$$u = u_{CP} \cdot \left(1 - e^{-\frac{d_B^2}{16\nu\tau}}\right). \quad (3)$$

В общем случае уравнение теплообмена для турбулентного потока газовой смеси с учетом выделения теплоты в процессе горения имеет вид

$$\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial \tau} + \rho \cdot c_p \cdot u \cdot \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} - \rho \cdot c_p \cdot u^* \cdot T^* \right) + q_V, \quad (4)$$

где ρ , c_p , T , u – плотность (кг/м³), теплоемкость (кДж/кг·К), температура (К) и скорость (м/с) газовой смеси; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); q_V – мощность источника тепловыделения в процессе горения, Вт/м³; u^* , T^* – масштаб турбулентной пульсации скорости (м/с) и температуры (К).

В конкретных условиях для вихря турбулентного потока уравнение (4) упрощается, а источник теплоты выражается тепловым излучением от смежных горящих вихрей потока. В результате выражение (4) для микровихря приобретает вид

$$\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial \tau} + \rho \cdot c_p \cdot u \cdot \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{3 \cdot \varepsilon \cdot \sigma \cdot T^4}{2 \cdot d_B}, \quad (5)$$

где ε - коэффициент излучения, доли ед.; σ - постоянная Стефана-Больцмана, Вт/(м²·К⁴).

Решение уравнения (5) возможно при квазифункциональном подходе путем замены T^4 на $\zeta \cdot T$ (при малых значениях $(\partial T / \partial x)$), где ζ - эмпирическая постоянная, являющаяся среднестатистической для факельного горения:

$$T = T_0 \cdot e^{\frac{\zeta \cdot \varepsilon \cdot \sigma}{2 \cdot d_B \cdot \rho \cdot c_P} \cdot \tau}, \quad (6)$$

где T_0 - температура воспламенения газообразного топлива, К.

Значение коэффициента ζ в уравнении (6) находится по значению температуры T_K в конце процесса горения τ_K

$$T_K = T_0 \cdot e^{\frac{\zeta \cdot \varepsilon \cdot \sigma}{2 \cdot d_B \cdot \rho \cdot c_P} \cdot \tau_K}, \quad \zeta = \frac{2 \cdot d_B \cdot \rho \cdot c_P}{3 \cdot \varepsilon \cdot \sigma \cdot \tau_K} \cdot \ln \frac{T_K}{T_0}. \quad (7, 8)$$

Горение вихря сопровождается его распадом. Изменение давления при распаде вихря соизмеримо с гидравлическим сопротивлением потока, что позволяет производную $\partial P / \partial x$ в уравнении движения

$$\frac{\partial u}{\partial \tau} + \frac{\partial u}{\partial x} \cdot u = -\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial x}, \quad (9)$$

представить соотношением

$$\frac{\partial P}{\partial x} = \frac{\lambda_{\Gamma}}{d_B} \cdot \frac{\rho \cdot u^2}{2}, \quad (10)$$

где λ_{Γ} - локальный коэффициент гидравлического сопротивления, определяемый значением числа Re [4]

$$\lambda_{\Gamma} = \frac{0,31}{Re^{0,35}}. \quad (11)$$

С учетом соотношения (10) уравнение движения приобретает вид

$$\frac{\partial u}{\partial \tau} + \frac{\partial u}{\partial x} \cdot u = -\frac{\lambda_{\Gamma} \cdot u^2}{2 d_B}. \quad (12)$$

После подстановки выражения (3) в уравнение (12)

$$\frac{\partial \left(u_{CP} \cdot \left(1 - e^{-\frac{d_B^2}{16 \nu \tau}} \right) \right)}{\partial \tau} + \frac{\partial u}{\partial x} \cdot u = -\frac{\lambda_{\Gamma} \cdot u^2}{2 d_B}, \quad (13)$$

и соответствующих преобразований получаем уравнение движения в следующем виде

$$-u_{CP} \cdot e^{-\frac{d_B^2}{16 \nu \tau}} \cdot \frac{d_B^2}{16 \cdot \nu \cdot \tau_K^2} + \frac{\partial u}{\partial x} \cdot u = -\frac{\lambda_{\Gamma} \cdot u^2}{2 d_B}. \quad (14)$$

При решении уравнения (14) в масштабе времени распада вихря, динамика выгорания вихря характеризуется экспонентой с $\tau \rightarrow \infty$ в показателе степени, что упрощает уравнение движения

$$-u_{CP} \cdot \frac{d_B^2}{16 \cdot \nu \cdot \tau_K^2} + \frac{\partial u}{\partial x} \cdot u = -\frac{\lambda_{\Gamma} \cdot u^2}{2 d_B}. \quad (15)$$

Практически без погрешности для результатов решения в уравнении (15) скорость в первой степени заменяется значением средней скорости потока (u_{CP})

$$-u_{CP} \cdot \frac{d_B^2}{16 \cdot \nu \cdot \tau_K^2} + \frac{\partial u}{\partial x} \cdot u_{CP} = -\frac{\lambda_{\Gamma} \cdot u_{CP} \cdot u}{2 d_B}, \quad (16)$$

и после сокращения на u_{CP} уравнение упрощается

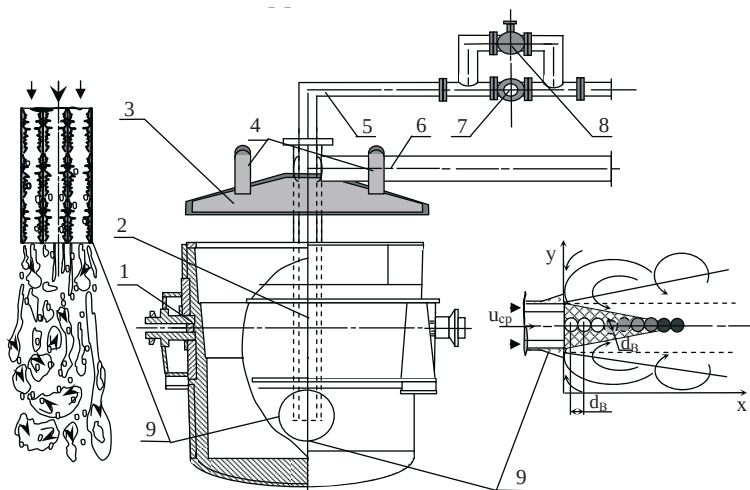


Рис. 1. Образование турбулентных вихрей и схема выгорания газообразного топлива: 1 – ковш; 2 – горелка; 3 – крышка ковша; 4 – отвод продуктов сгорания; 5 – подвод природного газа; 6 – подвод воздуха; 7 – пульсатор с электродвигателем; 8 – байпас с клапаном; 9 – выходное сечение горелки типа труба в трубе

$$-\frac{d_B^2}{16 \cdot \nu \cdot \tau_K^2} + \frac{\partial u}{\partial x} = -\frac{\lambda_\Gamma \cdot u}{2d_B}. \quad (17)$$

Выражение для определения кинематического коэффициента вязкости (ν) в уравнении (17) с учетом линейного масштаба пульсаций (L^*) и пульсаций скорости (u^*) в поперечном направлении (y) по отношению к направлению движения потока (x), представляется в следующем виде [4]

$$\nu = L^{*2} \cdot \left(\frac{du^*}{dy} \right). \quad (18)$$

Для данного решения при $L^* = d_B / 2$ и $du^*/dy = u_\phi / (d_B / 2)$ выражение (18) принимает вид

$$\nu = \frac{d_B}{2} \cdot u_\phi, \quad (19)$$

где u_ϕ - скорость распространения фронта горения, м/с.

После подстановки в уравнение (17) выражения для коэффициента кинематической вязкости (19) уравнение движения представляется в следующем виде

$$-\frac{d_B}{8 \cdot u_\phi \cdot \tau_K^2} + \frac{\partial u}{\partial x} = -\frac{\lambda_\Gamma \cdot u}{2d_B}. \quad (20)$$

Решение уравнения (20) после интегрирования принимает вид

$$u = \frac{d_B}{8 \cdot u_\phi \cdot \tau_K^2} \cdot x + u_{CP} \cdot e^{\frac{\lambda_\Gamma x}{2d_B}}. \quad (21)$$

Подстановка решения (21) в уравнение неразрывности

$$\frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \frac{\partial \rho}{\partial x} \cdot u + \frac{\partial u}{\partial x} \cdot \rho = 0, \quad (22)$$

дает следующий вид уравнения:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \left(\frac{d_B}{8 \cdot u_\phi \cdot \tau_K^2} \cdot x + u_{CP} \cdot e^{\frac{\lambda_\Gamma x}{2d_B}} \right) \cdot \frac{\partial \rho}{\partial x} + \\ & + \left(\frac{d_B}{8 \cdot u_\phi \cdot \tau_K^2} - u_{CP} \cdot \frac{\lambda_\Gamma}{2 \cdot d_B} \cdot e^{\frac{\lambda_\Gamma x}{2d_B}} \right) \cdot \rho \cdot e^{-\zeta \frac{3 \cdot \varepsilon \cdot \sigma}{2 \cdot d_B \cdot \rho_0 \cdot c_P} \tau} = 0. \end{aligned} \quad (23)$$

После подстановки производной $\partial \rho / \partial \tau = (\partial \rho / \partial x) \cdot (\partial x / \partial \tau) = (\partial \rho / \partial x) \cdot u_\phi$ уравнение (23) принимает вид

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho}{\partial x} \cdot u_\phi + \left(\frac{d_B}{8 \cdot u_\phi \cdot \tau_K^2} \cdot x + u_{CP} \cdot e^{\frac{\lambda_\Gamma x}{2d_B}} \right) \cdot \frac{\partial \rho}{\partial x} + \\ & + \left(\frac{d_B}{8 \cdot u_\phi \cdot \tau_K^2} - u_{CP} \cdot \frac{\lambda_\Gamma}{2 \cdot d_B} \cdot e^{\frac{\lambda_\Gamma x}{2d_B}} \right) \cdot \rho \cdot e^{-\zeta \frac{3 \cdot \varepsilon \cdot \sigma}{2 \cdot d_B \cdot \rho_0 \cdot c_P} \tau} = 0. \end{aligned} \quad (24)$$

Разделив обе части уравнения (24) на $\partial \rho / \partial x$ получим

$$\begin{aligned} & u_\phi + \left(\frac{d_B}{8 \cdot u_\phi \cdot \tau_K^2} \cdot x + u_{CP} \cdot e^{\frac{\lambda_\Gamma x}{2d_B}} \right) + \\ & + \frac{\left(\left(\frac{d_B}{8 \cdot u_\phi \cdot \tau_K^2} - u_{CP} \cdot \frac{\lambda_\Gamma}{2 \cdot d_B} \cdot e^{\frac{\lambda_\Gamma x}{2d_B}} \right) \cdot \rho \cdot e^{-\zeta \frac{3 \cdot \varepsilon \cdot \sigma}{2 \cdot d_B \cdot \rho_0 \cdot c_P} \tau} \right)}{\partial \rho / \partial x} = 0. \end{aligned} \quad (25)$$

Интенсивность выгорания газа по длине факела, а, следовательно, и концентрация газа определялась по изменению плотности газовой смеси. При этом изменение концентрации газа подчинялось уравнению $C = C_0 \cdot e^{-\chi \cdot x}$. Значение показателя степени χ , позволяющего учесть размеры вихрей, определяется из решения уравнения (25)

$$\chi = \frac{\left(\frac{d_B}{8 \cdot u_\phi \cdot \tau_K^2} - u_{CP} \cdot \frac{\lambda_\Gamma}{2d_B} \cdot e^{-\frac{\lambda_\Gamma x}{2d_B}} \right) \cdot e^{-\frac{3 \cdot \varepsilon \cdot \sigma}{2 \cdot d_B \cdot \rho_0 \cdot c_P} \cdot \tau}}{u_\phi + \left(\frac{d_B}{8 \cdot u_\phi \cdot \tau_K^2} \cdot x + u_{CP} \cdot e^{-\frac{\lambda_\Gamma x}{2d_B}} \right)} \cdot (26)$$

На рис. 2 представлены результаты расчета изменения относительной концентрации горячего газа по длине факела при пульсационном сжигании топлива.

Для горелок, применяемых на стендах сушки и разогрева сталеразливочных ковшей с учетом шероховатости труб горелок, диаметры образующихся вихрей (d_B) в потоках «газ-воздух» составляют до 5 мм. Это указывает на то, что при пульсационном горении по данным расчета полное выгорание газа происходит на расстоянии двух калибров от среза горелки, т.е. уже в нижней части ковша, исключая этим недожог топлива.

Выводы

Математическое моделирование пульсационного сжигания топлива показало, что для горелок, применяемых на стендах сушки и разогрева сталеразливочных ковшей, полное догорание газа происходит на расстоянии двух калибров от среза горелки, т.е. уже в нижней части ковша, исключая этим недожог топлива.

Библиографический список

1. Гичёв Ю.А., Бевз Л.С., Коваль К.М., Ступак М.Ю. Опытные-промышленные исследования пульсационного сжигания топлива при сушке и разогреве сталеразливочных ковшей / Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика: зб. наук. пр. Вип. 1. - Дніпропетровськ: Нова ідеологія, 2009. - С. 54-67.
2. Вулис Л.А., Ярин Л.П. Аэродинамика факела. - Л.: Энергия, 1978. - 216 с.
3. Хзмалян Д.М., Каган Я.А. Теория горения и топочные устройства. - М.: Энергия, 1977. - 432 с.
4. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа: Учеб. для вузов. - 7-е изд., испр. - М.: Дрофа, 2003. - 840 с.



УДК 669.046:532

Гичёв Ю.А. /д.т.н./, Ступак М.Ю.

НМетАУ

Эффективность теплообмена в процессах сушки и разогрева сталеразливочных ковшей

По результатам опытно-промышленных исследований выполнено сравнение коэффициентов теплоотдачи в процессах сушки и разогрева сталеразливочных ковшей. Установлено, что при пульсационном сжигании топлива значение коэффициентов теплоотдачи указывает на более высокую интенсивность теплообмена по сравнению с обычным неп пульсационным сжиганием топлива. Ил. 1. Библиогр.: 3 назв.

Ключевые слова: сталеразливочный ковш, сушка, разогрев, пульсационное сжигание, теплообмен, коэффициент теплоотдачи

On results of pilot test researches comparison of heat emission coefficients in the processes of casting ladle drying and heating were made. It is set that at fuel pulsation combustion the heat emission coefficients value is specified on higher intensity of heat exchange as compared to ordinary unpulsation fuel combustion.

Keywords: casting ladle, drying, heating, pulsating combustion, heat exchange, heat-transfer coefficient

Задача работы заключалась в сравнении эффективности теплообмена по значениям коэффициентов теплоотдачи при сушке и разогреве сталеразливочных ковшей с применением пульсационного сжигания топлива и обычного неп пульсационного сжигания. Вычисление коэффициентов теплоотдачи выполнено на основе

© Гичёв Ю.А., Ступак М.Ю., 2012 г.

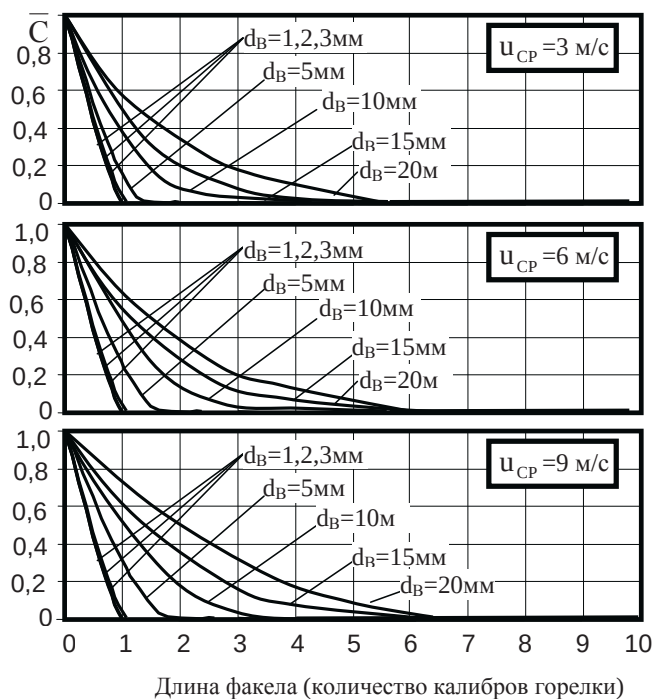


Рис. 2. Изменение относительной концентрации горячего газа по длине факела

опытных данных [1, 2].

При определении коэффициентов теплоотдачи учитывались изменения температур в объеме ковша, его геометрические параметры и количество полезно использованной теплоты в процессах сушки и разогрева. В качестве полезно использованной теплоты принимались количества теплоты, затраченные на нагрев рабочей кладки Q_p , арматурного ряда $Q_{ар}$, теплоизоляции $Q_{из}$, кожуха ковша Q_k и испарение влаги $Q_{исп}$ (для режимов сушки).

Калориметрическая энтальпия продуктов сгорания определялась по формуле

$$i_{кал} = \frac{Q_H - Q_{хим}}{V_{пс}}, \text{ МДж/м}^3, \quad (1)$$

где Q_H – теплота сгорания топлива, МДж/м³; $V_{пс}$ – объем продуктов сгорания м³/м³; $Q_{хим}$ – потери теплоты от химической неполноты сгорания топлива, МДж/м³.

Калориметрическая температура горения определялась методом линейной интерполяции [3]

$$t_{кал} = t_1 + \frac{i_{кал} - i_1}{i_2 - i_1} \cdot (t_2 - t_1), \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (2)$$

где i_1 – энтальпия продуктов сгорания, соответствующая температуре t_1 , причём $i_1 < i_{кал}$, кДж/м³; i_2 – энтальпия продуктов сгорания, соответствующая температуре t_2 , причём $i_2 > i_{кал}$, кДж/м³.

Удельное количество полезно использованной теплоты, аккумулированной конструкциями ковша и отнесенной к 1 м³ площади внутренней поверхности ковша F , составит

$$q_{ак} = \frac{Q_{полезн}}{F}, \text{ Вт/м}^2, \quad (3)$$

где $Q_{полезн}$ – количество полезно использованной теплоты, определяемое суммой

$$Q_{полезн} = Q_p + Q_{ар} + Q_{из} + Q_k + Q_{исп}, \text{ МДж} \quad (4)$$

Значение температуры нагрева ковша в определённый режим термообработки определяется выражением

$$t_i = t_{окр} + \sum_{i=1}^n \Delta t_{час_i}, \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (5)$$

где $t_{окр}$ – температура окружающей среды, $^\circ\text{C}$; n – длительность процесса сушки ($n = 12$ ч) или разогрева ($n = 8$ ч) ковша, ч.; $\sum_{i=1}^n \Delta t_{час_i}$ – часовое приращение температуры, определяемое по формуле

$$\Delta t_{час_i} = (t_{нагр.реж} - t_{окр}) \cdot \beta, \text{ } ^\circ\text{C} \quad (6)$$

где $t_{нагр.реж}$ – режимное значение температуры нагрева внутренней поверхности ковша, $^\circ\text{C}$; β – доля часового приращения температуры, определяемая выражением

$$\beta = \frac{q_{прих.час}}{q_{прих.общ}}, \text{ доли ед.} \quad (7)$$

где $q_{прих.час}$ – удельный часовой приход теплоты, Вт/м²; $q_{прих.общ}$ – общий удельный приход теплоты, Вт/м².

Удельный часовой приход теплоты определяется выражением

$$q_{прих.час} = \frac{V_{г.час} \cdot Q_H^p}{F}, \text{ Вт/м}^2, \quad (8)$$

где $V_{г.час}$ – почасовой расход газа, м³/ч.

Общий удельный приход теплоты определяется по формуле

$$q_{прих.общ} = \frac{V_{г.общ} \cdot Q_H^p}{F}, \text{ Вт/м}^2, \quad (9)$$

где $V_{г.общ}$ – суммарный расход газа при определённом режиме сушки или разогрева ковша.

Суммарный коэффициент теплоотдачи определяется выражением

$$\alpha = \frac{q_{ак}}{t_{кал} - t_i}, \text{ Вт/м}^2 \times \text{K} \quad (10)$$

Анализ результатов расчета суммарных коэффициентов теплоотдачи позволяет сделать следующие выводы (рисунок):

- на интенсивность теплоотдачи существенное влияние оказывает расход газа в процессе разогрева;

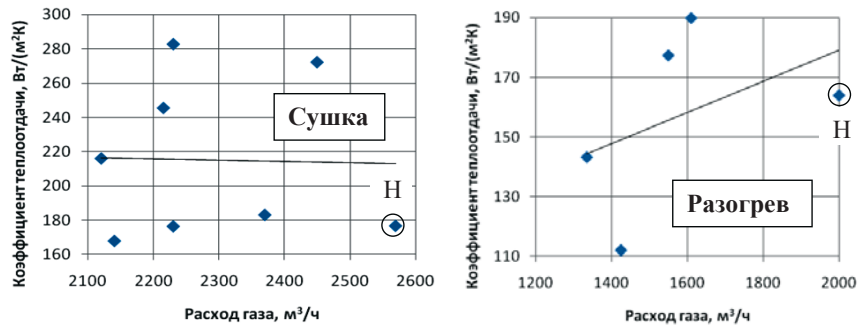


Рисунок. Зависимость суммарных коэффициентов теплоотдачи от расхода газа при сушке и разогреве ковша

- при одинаковых расходах газа в пульсационном разогреве ковша коэффициент теплоотдачи от продуктов сгорания к поверхности нагрева ковша на 20-25 % выше, чем при обычном разогреве;

- снижение расхода газа при пульсационном разогреве на 30-35 % по сравнению с обычным разогревом дает некоторое снижение коэффициента теплоотдачи, однако в меньшей степени, чем снижение расхода газа.

Более высокую эффективность теплообмена при пульсационном сжигании подтверждают данные, представленные на рисунке, где Н характеризует нормативный режим сжигания без пульсаций.

При снижении расхода газа на 20 % коэффициент теплоотдачи при пульсационном сжигании несколько выше по сравнению с обычным сжиганием топлива и становится ниже по сравнению с обычным сжиганием при снижении расхода газа на 30-40 %.

Выводы

Коэффициенты теплоотдачи, полученные путем обработки опытных данных, указывают на более высокую интенсивность теплообмена между продуктами сгорания и внутренней поверхностью ковша при пульсационном сжигании топлива по сравнению с обычным.

Библиографический список

1. Гичёв Ю.А., Бевз Л.С., Коваль К.М., Ступак М.Ю. Опытнo-промышленные исследования пульсационно-го сжигания топлива при сушке и разогреве сталеразливочных ковшей / Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика: зб. наук. пр. Вип. 1. - Дніпропетровськ: Нова ідеологія, 2009. - С. 54-67.
2. Гичёв Ю.А., Ступак М.Ю. Опытнo-промышленное опробование пульсационного сжигания топлива при сушке и разогреве сталеразливочных ковшей // Metallurg. i горноруд. пром-сть. - 2010. - № 7. - С. 176-177.
3. Семикин И.Д., Аверин С.И., Радченко И.И. Топливо и топливное хозяйство металлургических заводов. - М.: Металлургия, 1965. - 392 с.



УДК 669.184.124.3:669.162.212

**Величко А.Г. /д.т.н./, Молчанов Л.С., Низяев К.Г. /д.т.н./, Онацкий С.М., Чмырков К.Ф.
Бойченко Б.М. /д.т.н./, Стоянов А.Н. /к.т.н./, Синегин Е.В.** ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»
НМетАУ

Разработка высокостойкой футеровки для кислородных конвертеров из композиционных огнеупорных материалов

Статья посвящена проблеме создания высокостойкой футеровки для кислородных конвертеров. Применение композиционных огнеупорных материалов, содержащих TiB_2 и BN, позволит повысить срок эксплуатации кислородных конвертеров в 1,5–2 раза. Ил. 2. Табл. 1. Библиогр.: 14 назв.

Ключевые слова: конвертер, высокостойкая футеровка, диборид титана, нитрид бора

The article is devoted the problem of creation high resistant lining-up for BOF. Application of refractories composition which containing TiB_2 and BN will allow to increase the lifetime of oxygen converters in 1,5–2 times.

Постановка задачи исследования

При выплавке стали в кислородных конвертерах значительно возрастает роль огнеупорной футеровки. Стойкость огнеупорных материалов непосредственно влияет на производительность агрегатов и качество выплавляемой стали [1-3]. Ввиду того, что в отдельных зонах объема жидкой металлической ванны протекают принципиально отличающиеся друг от друга физико-химические процессы, различные участки практически однородной футеровки изнашиваются с различной скоростью.

Стойкость всей футеровки высокотемпературного агрегата определяется стойкостью наиболее изнашиваемого узла или зоны, поэтому разработка дизайна высокостойкой футеровки кислородного конвертера является актуальной задачей.

Методика проведения исследования

При разработке исходили из того, что футеровка кислородных конвертеров в процессе эксплуатации должна противодействовать [4, 5]:

- интенсивным тепловым потокам, которые возникают со стороны жидкой фазы ванны, первичной реакционной зоны и, особенно, высокотемпературного факела, который образуется при размещении фурмы над ванной, что может привести к оплавлению огнеупоров;

Таблица. Факторы, влияющие на различные зоны футеровки кислородного конвертера

Зона / узел футеровки	Факторы, влияющие на стойкость	Источники
Лёточный узел	Взаимодействие со шлакометаллической эмульсией и окислительной газовой фазой; истирающее действие струи жидкого металла; резкое изменение температуры.	[7]
Надцапфенные зоны	Взаимодействие со шлакометаллической эмульсией и окислительной газовой фазой.	[8]
Шлаковый пояс	Воздействие высокотемпературных шлаковых и металлических расплавов.	[9]
Околоцапфенные зоны	Воздействие шлаковых расплавов; взаимодействие с окислительной газовой фазой.	[10]

• резким изменениям температуры поверхностного слоя в перерывах между плавками, для чего футеровка должна иметь достаточную термостойкость;

• эрозионно-механическому износу, который возникает при интенсивном движении жидких фаз ванны при продувке;

• физико-химическому (коррозионному) воздействию жидких фаз ванны, особенно капель шлака и газовой фазы.

В целом износ футеровки определяется комплексным воздействием всех вышеперечисленных факторов, но в этом комплексе воздействие шлакометаллической эмульсии является основной причиной износа футеровки.

Ввиду изложенного, первоочередной задачей в процессе проектирования высокостойкой футеровки для кислородных конвертеров явилось уточнение условий эксплуатации различных зон и узлов футеровки.

Далее на основании полученных данных выполнен подбор огнеупорных материалов для кладки различных зон рабочего слоя футеровки, физико-химические свойства которых будут отвечать рабочим условиям.

В заключение разработана схема высокостойкой футеровки для кислородных конвертеров, выполненной из огнеупорных материалов различных видов.

Результаты проведенных исследований

Согласно литературным данным [6] в футеровке кислородного конвертера можно выделить следующие зоны, которые изнашиваются с различной скоростью (рис. 1): лёточный узел; участки футеровки, которые не смачиваются шлаком на повалках конвертера; участки футеровки, которые наиболее изнашиваются (под и над цапфами); зона футеровки, которая омывается шлаками в процессе продувки (шлаковый пояс).

Стойкость определённых зон футеровки в значительной мере зависит от технологических свойств огнеупорных материалов. Поэтому на накопленном авторами обширном статистическом материале, определены и с привлечением литературных данных [4–10] проанализированы факторы, влияющие на стойкость наиболее изнашиваемых участков футеровки (таблица).

Учитывая, что на различные зоны футеровки воздействуют различные факторы, то равномерность износа футеровки может быть достигнута путём её утолщения и изменения типа огнеупорного материала в различных зонах. Повышение толщины футеровки является неприемлемым, так как приводит к снижению полезного объёма агрегата, его производительности, возрастанию расходов огнеупоров. Выходом из сложившейся ситуации является приме-

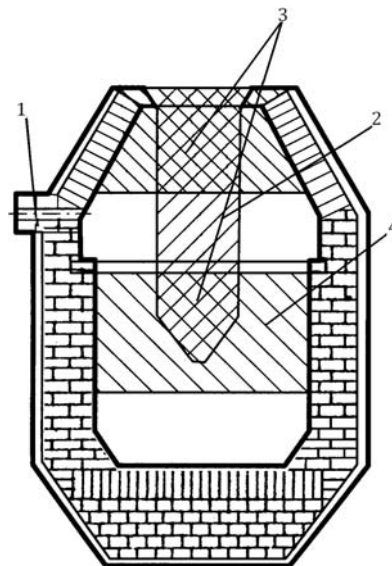
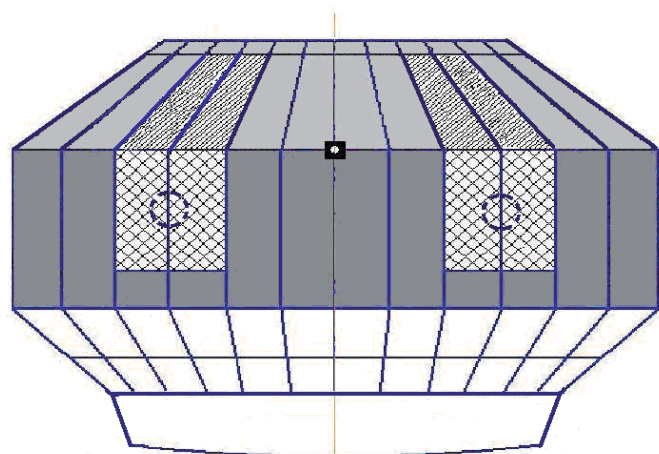


Рис. 1. Схема износа различных зон футеровки кислородного конвертера:
1 – лёточный узел; 2 – участки футеровки, которые не смачиваются шлаком на повалках конвертера; 3 – участки футеровки, которые наиболее изнашиваются (под и над цапфами); 4 – зона футеровки, которая омывается шлаками в процессе продувки (шлаковый пояс)



	композиционные материалы, содержащие не менее 50% TiB ₂		композиционные материалы, содержащие >60% TiB ₂
	периклазоуглеродистые огнеупоры, содержащие до 5 % углерода		композиционные материалы, содержащие до 50% TiB ₂
	периклазоуглеродистые огнеупоры, содержащие 5 - 7 % углерода		периклазоуглеродистые огнеупоры, содержащие до 20 % углерода и до 50% BN

Рис. 2. Модель дизайна рабочего шара высокостойкой футеровки кислородного конвертера с использованием композиционных огнеупоров

нение в быстро изнашивающихся зонах высокостойких огнеупорных материалов новых видов. К таковым относятся композиционные огнеупоры, содержащие BN и TiB_2 .

Исходя из изложенного, разработана модель рабочего слоя высокостойкой футеровки для кислородных конвертеров (рис. 2). Согласно модели менее склонные к износу днище и участки футеровки нижнего конуса выполняются из традиционных периклазоуглеродистых огнеупоров, а участки, более склонные к разрушению, предлагается футеровать композиционными огнеупорными материалами, содержащими BN и TiB_2 .

Например, использование композиционных огнеупоров, которые содержат TiB_2 , для футеровки лётного блока и участков футеровки конической части и горловины конвертера связано с тем, что при взаимодействии с окислительной газовой средой диборид титана покрывается плотной оксидной плёнкой, которая резко замедляет его дальнейший износ [11]. При контакте со шлаковой или металлической фазами композиционные огнеупоры, содержащие TiB_2 , практически ими не смачиваются, что повышает их стойкость по сравнению с традиционными огнеупорными материалами на 50–90 % [12]. Высокая стойкость огнеупоров, содержащих TiB_2 , к эрозионному воздействию металлического расплава связана со значительно большей их механической прочностью, в сравнении с традиционными огнеупорами [13].

Применение композиционных огнеупорных материалов, которые содержат BN, для футеровки зон, расположенных возле цапф, связано с тем, что эта составляющая практически не смачивается шлаковыми и металлическими расплавами, но более активно разрушается окислительной газовой средой в сравнении с композиционными материалами на основе TiB_2 [14].

Внедрение разработанной схемы рабочего слоя футеровки кислородного конвертера позволит повысить срок службы промышленных агрегатов в 1,5–2 раза, что значительно снизит расходы дефицитных магнийсодержащих огнеупоров, повысит производительность и снизит себестоимость получаемой стали.

Выводы

1. Определены наиболее изнашиваемые зоны футеровки кислородных конвертеров и факторы, влияющие на скорость их износа.
2. Разработан дизайн рабочего слоя высокостойкой футеровки для кислородных конвертеров. Его внедрение на предприятиях черной металлургии позволит повысить срок эксплуатации конвертеров в 1,5–2 раза.
3. Композиционные огнеупоры, содержащие BN и TiB_2 , являются перспективным материалом для футеровки наиболее изнашиваемых участков футеровки кислородных конвертеров.

Библиографический список

1. Очагова И.Г. Мировая практика производства и применения огнеупоров в сталеплавильном производстве // Новые огнеупоры. – 2002. - № 1. - С. 117–119.
2. Талочкина Т.И. Современные огнеупорные материалы и изделия для плавильных и тепловых агрегатов // Новые огнеупоры. – 2009. - № 12. - С. 16–19.
3. Валуев А.Г., Говгаленко И.В., Афанасьев И.Г. Опыт эксплуатации периклазоуглеродистой футеровки конвертера из изделий производства РНИ // Новые огнеупоры. – 2011. - № 3. - С. 103–105.
4. Колпаков С.В., Старов Р.В., Смоктий В.В. Технология производства стали в современных конвертерных процессах. – М.: Машиностроение. – 1991. – 464 с.
5. Бойченко Б.М., Охотский В.Б., Харлашин П.С. Конвертерне виробництво сталі: теорія, технологія, якість сталі, конструкції агрегатів, рециркуляція матеріалів і екологія: Підручник. – Дніпропетровськ: РВА «Дніпро-ВАЛ», 2006. – 456 с.
6. Чиграй И.Д., Нехорошев А.Н., Колпаков С.В., Борисов В.Г. Андрющенко А.Н. Исследование зависимости стойкости футеровки от технологических параметров плавки // Сталь. – 1971. - № 9. - С. 798–801.
7. Пищида В.И., Бойченко Б.М., Кравец С.Н., Тарнавский М.С. Об износе сталевыпускных узлов конвертеров / V Miedzunarodowa Sesja Naukowa.- Seria Metalurgia.- Czestochowa. - 2004. - № 32. - S. 28–33.
8. Нагорный А.П., Буга И.Д., Ковура А.Б. и др. Опыт эксплуатации периклазоуглеродистых огнеупоров в рабочей футеровке конвертеров // Огнеупоры и техническая керамика. – 1997. - № 12. - С. 29–32.
9. Пищида В.И., Бойченко Б.М., Низяев К.Г., Кравец С.Н. Служба периклазоуглеродистых огнеупоров в шлаковом поясе конвертера // Новые огнеупоры. – 2005. - № 1. - С. 29–31.
10. Пищида В.И., Бойченко Б.М., Величко А.Г., Тарнавский М.С. О механизме износа периклазоуглеродистых огнеупоров в конвертере // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2003. - № 8. - С. 98–101.
11. Гладких Л.И., Григорьев О.Н., Соболев О.В. и др. Структура и прочность композиционной керамики TiB_2 - Si_3N_4 и TiB_2 - W_2B_6 , полученной методом горячего прессования // Вопросы атомной науки и техники. – 2002. - № 6. - С. 139–142.
12. Абдул-Фаттах О.А., Филонов М.Р. СВС-огнеупорные керамические материалы / Изв. вузов. Цветная металлургия. – 2002. - № 5. - С. 69–75.
13. Самсонов Г.В., Ясинская Г.А. К вопросу о взаимодействии тугоплавких соединений с расплавленными металлами // Порошковая металлургия. – 1964. - № 5. - С. 16–21.
14. Левашов Е.А., Рогачев А.С., Юхвид В.И., Боровинская И.П. Физико-химические и технологические основы самораспространяющегося высокотемпературного синтеза – М.: ЗАО «Издательство БИНОМ», 1999. – 176 с.

УДК.669.162.212:549.5:669.02/09

Бойченко Б.М. /д.т.н./, Низяев К.Г. /д.т.н./,
Стоянов А.Н. /к.т.н./, Синегин Е.В., Молчанов Л.С.
НМетАУ

Бергеман Г.В., Заспенко А.С.
ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»

Исследования поляризации периклазоуглеродистых огнеупоров с целью повышения стойкости металлургических агрегатов

С целью изучения возможности увеличения стойкости футеровки металлургических агрегатов, проведены исследования электрокапиллярных и электрохимических явлений на границе огнеупор-шлак. Аналитически доказана возможность создания на поверхности футеровки двойного электрического слоя (д.э.с.). По результатам проведенных высокотемпературных экспериментов разработана математическая модель для описания механизма взаимодействия футеровки со шлаком под действием электрического тока. Предложены практические рекомендации, которые позволят увеличить стойкость футеровки в 1,7-2 раза. Ил. 4. Библиогр.: 6 назв.

Ключевые слова: электрокапиллярные явления, двойной электрический слой, футеровка, стойкость, шлак

For the purpose to study an opportunity of increase resistance of metallurgical units lining, researches of the electrocapillarity and electrochemical phenomena on contact surface firebrick-slag were carried out. The possibility of creation a double electric layer (d.e.l) on a lining surface was analytically proved. By using results of the high-temperature experiments the mathematical model for the description of lining interaction with slag under influence of electricity was developed. Practical recommendations which will allow to increase lining resistance 1,7-2 time were proposed.

Постановка проблемы

Важное значение с точки зрения обеспечения экономичной работы цеха, сокращения затрат тяжёлого физического труда при перефутеровках и сокращения дефицитных для Украины и дорогих (на всех заводах мира) магнетитосодержащих огнеупоров имеет повышение стойкости футеровки металлургических агрегатов. Общепризнанными способами повышения стойкости футеровки конвертеров являются способы дифференцированной кладки футеровки, факельное торкретирование, раздувка шлака. Среди достижений последнего способа – рекордный срок эксплуатации огнеупоров 15658 плавов. Однако максимальная стойкость футеровки конвертеров в Украине не превышает 6000 плавов.

Состояние вопроса и задачи исследования

В основе процесса разрушения огнеупора шлаком лежат электрокапиллярные и электрохимические процессы, протекающие в большей степени в порах и трещинах огнеупора, поверхностная энергия в которых ниже, чем на гладкой поверхности. Эти процессы на сегодняшний день мало изучены, однако контроль над их протеканием может дать возможность повысить стойкость огнеупора к шлаку на принципиально новый уровень.

Аналитическими исследованиями доказано, что при пропускании электрического тока через шлак и периклазоуглеродистый огнеупор на поверхности последнего возникает двойной электрический слой (д.э.с.) [1-3]. Это резко замедляет взаимодействие футеровки со шлаком.

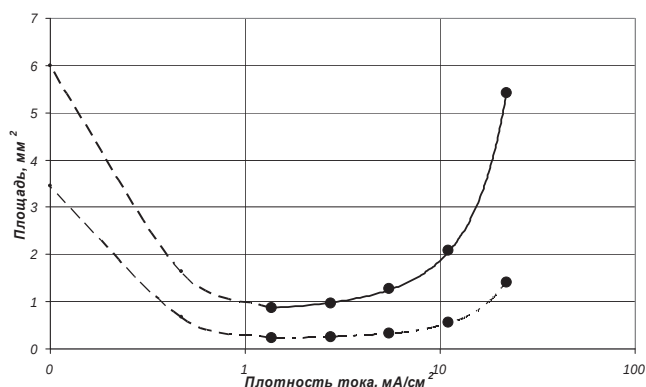
Эффект повышения стойкости футеровки достигается при создании с помощью внешнего источника электрического тока разности потенциалов между жидким шлаковым расплавом и огнеупором. Пропускание тока приводит к накоплению на границе огнеупор-шлак ионов определенного знака, вызванному специфической адсорбцией, и, как следствие, к образованию двойного электрического слоя. Качественный и количественный состав этого д.э.с. можно изменять путём изменения соответственно знака и величины электрического потенциала, подведенного к огнеупору, и плотности электрического тока, определяющей скорость диффузионных процессов между огнеупором и шлаком [4]. При этом скорость массообменных процессов в системе огнеупор-шлак зависит от состава и электрической ёмкости д.э.с. и электропроводности шлакового расплава [5].

Для изучения возможности управления скоростью массообменных процессов на границе огнеупор-шлак была разработана методика высокотемпературного эксперимента, в соответствии с которой проведены исследования в полупромышленной лаборатории кафедры металлургии стали.

Методика исследований и анализ полученных результатов

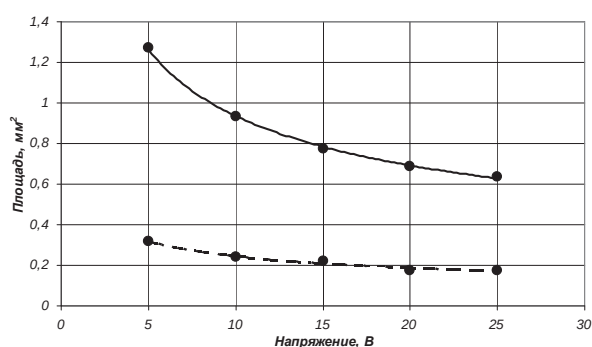
В ходе исследований создавали условия взаимодействия шлаковой фазы различного химического состава с футеровкой при поляризации последней. Поляризацию огнеупора производили при помощи трансформатора, изменяя значения силы тока и напряжения в каждом опыте. Оценку скорости разрушения огнеупора шлаком производили замерами площадей кирпича, разъединенной и пропитанной шлаком, с привлечением программного обеспечения Adobe Photoshop CS3.

По результатам исследований составлены графики зависимости размеров площади, разрушенной и пропи-



— — разрушенная площадь ($R^2 = 0,9997$), - - - - площадь пропитки ($R^2 = 0,9981$), - · - · - гипотетическая зависимость.

Рис. 1. Зависимость площадей, разрушенной и пропитанной шлаком, от плотности тока



— — разрушенная площадь ($R^2 = 0,97$), - - - - площадь пропитки ($R^2 = 0,9996$)

Рис. 2. Зависимость площадей, разрушенной и пропитанной шлаком, от напряжения

определённого значения, равного приблизительно $2,5 \text{ мА/см}^2$. В пределах этого значения электрический ток, проходящий через поверхность контакта, достаточен для возникновения диффузионных процессов образующих д.э.с. Дальнейшее снижение плотности электрического тока должно приводить к резкому (скачкообразному) ускорению разрушения огнеупора вследствие очень низкой скорости формирования д.э.с. Последнее утверждение сложно проверить экспериментально из-за необходимости получения трансформатором низкой силы тока.

На основании проведенных высокотемпературных исследований получена математическая модель, позволяющая рассчитать площадь огнеупора, разрушенную и пропитанную шлаком при поляризации огнеупора [6]

$$S_{\text{разрушенная}} = 1,18 \cdot 10^{-7} \cdot (t^2 - 3120 \cdot t + 2,48 \cdot 10^6) \cdot (FeO)^{4/9} \cdot \tau \cdot e^{0,0844 \cdot i - 0,296 \cdot \ln U + 0,2984},$$

$$S_{\text{пропитанная}} = 1,71 \cdot 10^{-7} \cdot (t^2 - 3120 \cdot t + 2,50 \cdot 10^6) \cdot (FeO)^{1/5} \cdot \tau \cdot e^{0,0856 \cdot i - 0,2641 \cdot \ln U - 1,1081},$$

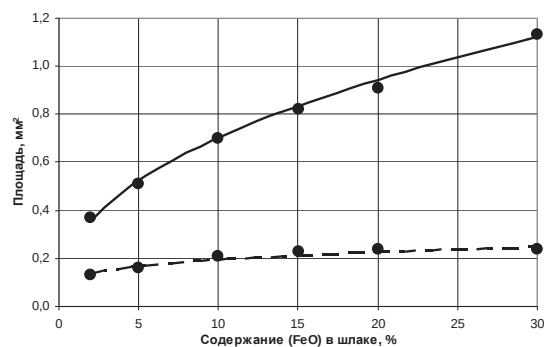
где t — температура шлака, °C; (FeO) — содержание окиси железа в шлаке, %; τ — длительность подвода электрического тока, мин; i — плотность электрического тока, мА/см^2 ; U — напряжение в электрической цепи, В.

В ходе математического моделирования определены значения рассматриваемых параметров, обеспечивающие минимизацию площадей огнеупора, разрушенного и пропитанного шлаком: плотность электрического тока не более $2,5 \text{ мА/см}^2$; напряжение на 15-20 % больше рассчитанного по закону Ома для полной цепи при заданной силе тока сопротивлению цепи; температура 1520-1600 °C; низкое содержание FeO в шлаке. Применение поляризации огнеупоров на практике позволит повысить стойкость периклазоуглеродистой футеровки металлургических агрегатов в 1,5-1,7 раза.

Выводы

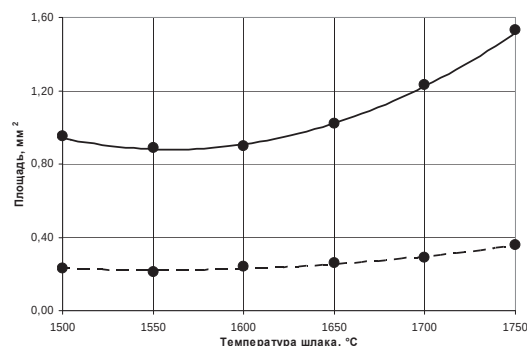
Аналитические исследования выявили возможность применения теории электрокапиллярных явлений при изучении процессов взаимодействия шлаковых расплавов и огнеупорных материалов.

Создана математическая модель для прогнозирования скорости разрушения периклазоуглеродистых огнеупоров в зависимости от температуры и химического состава шлака, напряжения и плотности электрического тока, подаваемого на границу раздела шлак-огнеупор. Её анализ подтверждает отрицательное влияние по-



— — разрушенная площадь ($R^2 = 0,9981$), - - - - площадь пропитки ($R^2 = 0,9611$)

Рис. 3. Зависимость площадей, разрушенной и пропитанной шлаком, от содержания (FeO) в шлаке



— — разрушенная площадь ($R^2 = 0,9993$), - - - - площадь пропитки ($R^2 = 0,9621$)

Рис. 4. Зависимость площадей, разрушенной и пропитанной шлаком, от температуры шлака

танной шлаком, от анализируемых факторов (рис. 1–4) [1-3].

На рис. 1 видно, что снижение плотности электрического тока замедляет разрушение огнеупора лишь до

вышенного количества FeO на износ поляризуемого огнеупора. Характер температурной зависимости представлен в виде параболы с локальным минимумом, которому отвечает целесообразный температурный интервал эксплуатации футеровки 1520–1600 °С. За пределами этого интервала наблюдается незначительное уменьшение эффективности способа.

Прогнозируемое повышение стойкости периклазоуглеродистой футеровки составит 1,5–1,7.

Библиографический список

1. Сотников А. И. Строение границы металл-оксидный расплав и особенности электрохимических методов в металлургических системах. В кн.: Физико-химические исследования металлургических процессов. Свердловск: УПИ им. С.М. Кирова, 1974.
2. Скорчеллетти В.В. Теоретическая электрохимия. – Л.: Государственное научно-техническое издательство, 1963. – 608 с.
3. Тамм И.Е. Основы теории электричества. – М. – 1989. – С. 57–58.
4. Фрумкин А.Н. Двойной слой в электрохимии / Успехи химии, IV, вып. 7. – 1935 г. – 987 с.
5. Бойченко Б.М., Низяев К.Г., Стоянов А.Н. и др. Диаграммы электропроводности шлаковых расплавов сталеплавильных процессов // Изв. вузов. Чёрная металлургия. – 2011. – № 4. – С. 58–60.
6. Дослідження шляхів гальмування електрохімічних і масообмінних процесів на межі тверда-рідка фаза при службі вогнетривів у сталеплавильних агрегатах: Звіт з НДР (заключний) / НМетаУ. – 15–05/70; № Держ. реєстр. 0109U004011; Інв. № Г 060F20009. – Дніпропетровськ, 1968. – 40 с.



УДК 669.28.046

Протопопов Е.В. /д.т.н./, Герасименко И.П. /к.т.н./, Филиппенко С.А.

Сибирский государственный индустриальный университет

Анализ методов расчета тепловых потерь кислородного конвертера для оптимизации технологии плавки

Результаты исследований показали, что количество теплопотерь в процессе плавки даже в условиях ритмичной работы конвертера составляет 4,27–5,77 % от общего прихода тепла, что значительно выше известных данных литературных источников. Наибольшие потери тепла – в межпродувочный период, потери существенно увеличиваются при неритмичной работе агрегата. В связи с износом футеровки общие потери тепла значительно возрастают, для обеспечения сбалансированности шихты в тепловом отношении необходимо по ходу кампании конвертера производить корректировку тепловой стороны процесса. Ил. 1. Библиогр.: 5 назв.

Ключевые слова: футеровка, кислородный конвертер, тепловые потери

Results of researches showed that the number of heatlosses in the course of melting even in the conditions of rhythmical operation of the converter makes 4,27–5,77 % from the general arrival of heat that is much higher than known these references. The greatest losses of heat – during the interblowing-off period, losses essentially increase at spasmodic operation of the unit. Due to the wear of a lining the general losses of heat considerably increase, in the thermal relation it is necessary to make for ensuring equation of mix materials on a course of campaign of the converter correction of the thermal party of process.

Эффективность технологии конвертерной плавки во многом определяется полнотой использования энергетических возможностей самого процесса. Одной из определяющих технологию статей расходной части теплового баланса являются тепловые потери, которые существенно влияют на определение параметров процесса на завершающем этапе плавки (на повалке). От точности прогноза затрат тепла на каждую плавку по ходу кампании конвертера зависят обоснованность выбора технологии, количество и вид шихтовых и других материалов (например, твердого топлива), энергоёмкость процесса.

Как известно [1], тепловые потери конвертеров изменяются в широких пределах (1,5–12,0 % суммарного прихода тепла) и зависят от многих факторов, в том числе от садки конвертера, ритмичности производства и его организации, степени износа футеровки и методов ее восстановления по ходу кампании, конструкции и параметров работы продувочной фурмы и т.д.

При классификации тепловых потерь конвертеров в качестве основных выделяют потери тепла через футеровку и корпус конвертера ($Q_{\text{ф}}$), на нагрев ($Q_{\text{акт}}$) активного слоя футеровки толщиной $\delta_{\text{акт}}$ излучением че-

рез горловину конвертера ($Q_{\text{изл}}^{\text{горл}}$), с охлаждающей фурму водой ($Q_{\text{H}_2\text{O}}$), на нагрев кислорода продувки (Q_{O_2}). Целесообразно рассмотреть и последовательно проанализировать выделенные позиции теплотерь расходной части теплового баланса плавки.

Потери тепла через футеровку и корпус конвертера

При установившемся режиме работы конвертера тепловые потери через футеровку и корпус достаточно точно определяются по уравнению теплопередачи для стационарного теплового потока через многослойную плоскую стенку [2]

$$Q_{\phi} = qF\tau \frac{1}{10G_0},$$

где Q_{ϕ} – тепловые потери через футеровку и корпус конвертера, Вт·ч/100 кг металлозавалки; $q = k(T_{\text{внутр}} - T_{\text{возд}})$ – плотность теплового потока, Вт/м²; k – коэффициент теплопередачи через многослойную стенку, Вт/(м²·К); $T_{\text{внутр}}$ – температура рабочего пространства, К; $T_{\text{возд}}$ – температура окружающего воздуха в удалении от наружной поверхности корпуса конвертера, К; F – площадь теплоотдающей поверхности, м²; τ – продолжительность цикла плавки, ч; G_0 – садка конвертера (чугун и металлолом), т; $10G_0$ – количество долей садки конвертера массой 100 кг каждая.

Коэффициент теплопередачи через многослойную стенку можно определить по следующему выражению

$$[3] \quad k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \sum_{i=1}^n R_i + \frac{1}{\alpha_2}},$$

где α_1 – коэффициент теплоотдачи от рабочего пространства к внутренней поверхности стенки конвертера, Вт/(м²·К); α_2 – внешний суммарный коэффициент теплоотдачи, учитывающий теплоотдачу кладки во внешнюю среду конвекцией и излучением, Вт/(м²·К); $\sum_{i=1}^n R_i$ – суммарное тепловое сопротивление многослойной футеровки, м²·К/Вт; $R_i = \delta_i/\lambda_i$ – тепловое сопротивление i -го слоя материала футеровки конвертера, м²·К/Вт; δ_i и λ_i – толщина и коэффициент теплопроводности i -го слоя футеровки, м и Вт/(м·К); n – число слоев футеровки.

При непосредственном контакте жидкого металла со стенкой (что имеет место в течение большей части плавки) значение коэффициента α_1 настолько большое, что величиной $1/\alpha_1$ можно пренебречь.

Внешний суммарный коэффициент теплоотдачи можно определить в соответствии с рекомендациями работы [4]

$$\alpha_2 = \alpha_{\text{конв}} + \alpha_{\text{изл}}; \quad \alpha_{\text{конв}} = A\sqrt{T_{\text{пов}} - T_{\text{возд}}}; \quad \alpha_{\text{изл}} = \frac{C_0 \varepsilon \left[\left(\frac{T_{\text{пов}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{возд}}^*}{100} \right)^4 \right]}{T_{\text{пов}} - T_{\text{возд}}^*},$$

где $\alpha_{\text{конв}}$ и $\alpha_{\text{изл}}$ – коэффициент теплоотдачи кладки конвекцией и излучением, Вт/(м²·К); A – коэффициент, зависящий от положения теплоотдающей поверхности (для вертикальной поверхности и поверхности, обращенной вниз, составляет 2,56 и 1,63 Вт/(м²·К^{1,25}) соответственно); $T_{\text{пов}}$ – средняя температура наружной поверхности корпуса конвертера, К; $T_{\text{возд}}^*$ – температура окружающей среды вдали от наружной поверхности конвертера (принята равной температуре воздуха), К; $C_0 = 5,77$ Вт/(м²·К⁴) – коэффициент излучения абсолютно черного тела; ε – степень черноты наружной поверхности конвертера (принято $\varepsilon = 0,77$).

На основании производственного опыта для расчета внешнего суммарного коэффициента теплоотдачи (α_2) необходимо принять среднюю температуру наружной поверхности конвертера ($T_{\text{пов}}$) и фактическую температуру окружающей среды ($T_{\text{возд}}^*$).

Коэффициент теплопроводности рабочего слоя из периклазоуглеродистого огнеупора, содержащего 12 % углерода, при средней температуре слоя 1100 °С принят равным 9,75 Вт/(м·К). Коэффициенты теплопроводности арматурного слоя из магнезитового (периклазового) кирпича (λ_a) и теплоизоляционного слоя из листового асбеста ($\lambda_{\text{асб}}$) определяют по температурным зависимостям

$$\lambda_a = 4,7 - 170 \cdot 10^{-5} t_{\text{ср}}; \quad \lambda_{\text{асб}} = 0,106 + 18,6 \cdot 10^{-5} t_{\text{ср}}.$$

Коэффициент теплопередачи из рабочего пространства в окружающую среду через многослойную стенку конвертера (например, трехслойную) рассчитывается по выражению [2]

$$k_1 = \frac{1}{\sum_{i=1}^3 R_i + \frac{1}{\alpha_2}} = \frac{1}{\left(\frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{\delta_2}{\lambda_2} + \frac{\delta_3}{\lambda_3} \right) + \frac{1}{\alpha_2}},$$

а плотность теплового потока через эту многослойную футеровку – по уравнению $q_1 = k_1(T_{\text{внутр}} - T_{\text{возд}})$.

Теперь необходимо уточнить температуру наружной поверхности корпуса конвертера ($T_{\text{пов}}$).

В связи с тем, что рассматривается установившийся (стационарный) тепловой поток, то тоже самое удельное количество тепла q_1 будет передаваться непосредственно через многослойную стенку q_2 . Тогда

можно записать $q_1 = q_2 = k_2(T_{\text{внутр}} - T_{\text{пов}})$, где

$$k_2 = \frac{1}{\sum_{i=1}^3 R_i} = \frac{1}{\frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{\delta_2}{\lambda_2} + \frac{\delta_3}{\lambda_3}}.$$

Из этого уравнения находим, что уточненная температура внешней поверхности футеровки конвертера определяется по зависимости

$$T_{\text{пов}} = T_{\text{внутр}} - q_2 \sum_{i=1}^n R_i = T_{\text{внутр}} - q_2 \left(\frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{\delta_2}{\lambda_2} + \frac{\delta_3}{\lambda_3} \right).$$

После уточнения $T_{\text{пов}}$ можно уточнить и температуру стыков слоев, подставляя в последнюю формулу тепловое сопротивление не

всей толщины футеровки $\left(\sum_{i=1}^n R_i \right)$, а соответствующих слоев $\left(\frac{\delta_i}{\lambda_i} \right)$.

Определив $T_{\text{пов}}$, следует снова рассчитать коэффициент теплопередачи многослойной стенки (k_1) по уравнению (1), предварительно определив значения $\sum_{i=1}^n R_i$ и α_2 .

С использованием выполненных исследований при сканировании внутренней поверхности рабочего слоя футеровки по ходу кампании 350-т конвертера (рисунок) получена информация о динамике износа рабочего слоя футеровки из периклазоуглеродистого огнеупора и, соответственно, об изменении усредненной расчетной величины его внутренней поверхности. С использованием приведенной выше методики расчета можно определять с достаточной точностью потери тепла конвертером, в частности, через его корпус и на нагрев футеровки, и производить соответствующую коррекцию тепловой работы и технологии процесса по ходу кампании.

Выполненные по приведенной методике расчеты показывают, что потери тепла через корпус конвертера за плавку составляют в начале кампании 0,37–0,41 % от приходной части теплового баланса, к концу кампании (после 3600 плавов) возрастают до 0,70–0,80 %.

Потери тепла конвертером на нагрев футеровки

Это тепло, аккумулированное «активным» слоем футеровки в процессе продувки ванны кислородом и термое в межпродувочный период.

Промышленные исследования [5] показывают, что в процессе плавки наблюдаются резкие температурные колебания в относительно тонком (80–120 мм) «активном» слое футеровки. Температура в этом слое только за одну плавку может изменяться на 100–200 °С. Длительные простои приводят к более глубинным тепловым возмущениям слоев кладки, после чего затраты тепла на нагрев футеровки резко возрастают.

По мере износа футеровки средняя температура арматурного слоя к концу кампании увеличивается. Это говорит о том, что по ходу кампании конвертера увеличиваются потери тепла не только на нагрев футеровки в связи с увеличением площади внутренней поверхности, но и теплопотери теплопроводностью через корпус конвертера.

Потери тепла на нагрев футеровки рассчитываются по уравнению $Q_{\phi} = M_{\phi} C_{\phi} \Delta t_{\phi}$, где $M_{\phi} = F_{\phi} \delta_{\phi} \rho_{\phi}$ – масса «активного» слоя футеровки конвертера, кг; F_{ϕ} , δ_{ϕ} и ρ_{ϕ} – площадь внутренней поверхности футеровки, толщина «активного» слоя футеровки и плотность периклазоуглеродистого кирпича, м², м и кг/м³, соответственно; C_{ϕ} – средняя массовая теплоемкость материала «активного» слоя футеровки, кДж/(кг·К); Δt_{ϕ} – средний температурный перепад в «активном» слое футеровки в рассматриваемый период (охлаждение «активного» слоя в межпродувочный период и его нагрев в период продувки), °С.

Выполненные расчеты с учетом геометрии износа футеровки после 3600 плавов 350-т конвертера показывают, что потери тепла на нагрев футеровки (несмотря на применение факельного торкретирования и нанесение шлакового гарнисажа для увеличения срока службы футеровки) увеличились на 25–30 % и составили 2,4–2,7 % от прихода тепла за плавку (188000–210000 кДж/100 кг металлозавалки).

Потери тепла излучением через горловину конвертера

Тепловой поток q излучением в атмосферу из внутреннего объема конвертера через 1 м² площади горловины можно определить по следующей формуле



Рисунок. Динамика износа футеровки и изменение площади внутренней поверхности по ходу кампании: 1 – толщина остаточного рабочего слоя футеровки конвертера; 2 – площадь внутренней поверхности конвертера

$$q = C_0 \cdot \varepsilon \left[\left(\frac{T_{\text{внутр.}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{возд.}}^*}{100} \right)^4 \right]$$

здесь $\varepsilon = 0,9$ – степень черноты внутренней полости конвертера; $T_{\text{внутр.}}^*$ – средняя за плавку температура внутренней полости конвертера (принята 1773 К); $T_{\text{возд.}}^*$ – температура условной тепловоспринимающей поверхности (принята равной температуре окружающего воздуха 313 К в удалении от горловины конвертера).

Таким образом, значение теплового потока составит

$$q = 5,77 \cdot 0,9 \left[\left(\frac{1773}{100} \right)^4 - \left(\frac{313}{100} \right)^4 \right] = 512662,15 \text{ Вт/м}^2$$

При диаметре горловины 350-т конвертера 4,1 м, продолжительности наиболее интенсивных потерь тепла излучением, что составляет порядка 30-32 % продолжительности цикла плавки, равного 13 мин (0,217 ч), теплотери излучением через горловину конвертера на 100 кг металлозавалки со-

ставили $Q_{\text{изл}}^{\text{порл}} = q F \tau_{\text{изл}} \frac{1}{10 G_0} = 512662,15 \cdot 3,14 \cdot 2,05^2 \cdot 0,217 \cdot \frac{1}{10 \cdot 350} = 419,43 \text{ Вт} \cdot \text{ч}$. Это составляет от

$$\frac{419,43}{58000} \cdot 100 = 0,72 \% \text{ до } \frac{419,47}{52000} \cdot 100 = 0,81 \% \text{ прихода тепла за плавку, где } 52000 \text{ и } 58000 \text{ Вт} \cdot \text{ч/100 кг} - \text{при-}$$

ходная часть теплового баланса.

Потери тепла с охлаждаемой кислородной фурмы водой

Выполним расчет потерь тепла на охлаждение фурмы по производственным данным на примере 350-т конвертера. При наружном диаметре фурмы 325 мм и расходе воды 300 м³/ч за продувку (18 мин) расход воды составляет $G_{H_2O} = 300000 \cdot 0,3 = 90000 \text{ кг}$. При перепаде температур воды на входе и выходе 17 °С это коли-

чество воды отнимает от фурмы тепла $Q_{H_2O} = G_{H_2O} \cdot C_{H_2O} \cdot \Delta t_{H_2O} \cdot \frac{1}{10 \cdot G_0}$, то есть $90000 \cdot 4,19 \cdot 17 \cdot 10^{-1} \cdot 350^{-1} =$

1931,6 кДж/100 кг металлозавалки, где $C_{H_2O} = 4,19 \text{ кДж/(кг} \cdot \text{К)}$ – теплоемкость воды.

При суммарном приходе тепла за плавку 52000–58000 Вт·ч/100 кг металлозавалки потери тепла с охлаждающей фурму водой составят 0,87 – 0,97 % от прихода тепла за плавку.

Потери тепла на нагрев кислорода продувки

Кислород, проходя через сопла Лавала наконечника фурмы, адиабатически расширяется, вследствие чего его температура понижается и составляет

$$T_2 = T_1 \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} = 303 \left(\frac{1,1}{12} \right)^{\frac{1,4-1}{1,4}} = 153 \text{ К},$$

где T_1 и T_2 – температура кислорода перед соплом (303 К) и после расширения, К; $p_1 = 1,2 \text{ Мпа}$ и $p_2 = 0,11 \text{ Мпа}$ – давление кислорода до и после расширения; κ – показатель адиабаты (для кислорода 1,4).

Как видно, охлаждение кислорода значительное, и в тепловом балансе потери тепла на нагрев кислорода необходимо учитывать.

При известном расходе кислорода на продувку, например $v_{O_2} = 5,78 \text{ м}^3/100 \text{ кг}$ металлозавалки, расход тепла на его нагрев (принимая условно до нуля) составит $Q_{O_2} = i_{O_2} \cdot v_{O_2} = 159,22 \cdot 5,78 = 920,3 \text{ кДж/100 кг метал-}$

лозавалки, где i_{O_2} – удельная энтальпия кислорода при 153 К, кДж/м³. Это составит от $\frac{920,3}{210000} \cdot 100 = 0,44 \%$

до $\frac{920,3}{188000} \cdot 100 = 0,49 \%$ прихода тепла за плавку.

Таким образом, тепловые потери 350-т конвертера складываются из следующих статей расходной части теплового баланса в начале и в конце кампании конвертера (в процентах от приходной части): потери тепла теплопроводностью через футеровку и корпус конвертера 0,37–0,41 % и 0,70–0,80 %; потери тепла на нагрев футеровки в межпродувочный период 1,86–2,07 % и 2,4–2,7 %; потери тепла излучением через горловину конвертера 0,72–0,81 %; потери тепла на охлаждение кислородной фурмы водой 0,88–0,98 %; потери тепла на нагрев кислорода продувки 0,44–0,49 %.

Выводы

Количество теплотерь в процессе плавки даже в условиях ритмичной работы конвертера составляет 4,27–5,77 % от общего прихода тепла. Наибольшие потери тепла – в межпродувочный период. В связи с износом футеровки общие потери тепла значительно возрастают и для обеспечения сбалансированности шихты в тепловом отношении необходимо по ходу кампании конвертерной плавки производить корректировку тепловой стороны процесса.

Библиографический список

1. Бойченко Б.М., Охотский В.Б., Харлашин П.С. Конвертерное производство стали: теория, технология, качество стали, конструкция агрегатов, циркуляция материалов и экология. – Днепропетровск: РВА «Дніпро – ВАЛ», 2006. – 454 с.
2. Михеев М.А., Михеева М.И. Основы теплопередачи. – М.: Энергия, 1977. – 344 с.
3. Металлургическая теплотехника. Т.1. Теоретические основы / В.А. Кривандин, В.А. Артюхов, Б.С. Матрюков и др. – М.: Металлургия, 1986. – 424 с.
4. Корнфельд В.Н., Войтов А.О., Штейнберг Л.С. Исследование и наладка тепловой работы мартеновских печей. – М.: Металлургия, 1971. – 456 с.
5. Кремянский Д.В., Окоороков Б.Н., Коминов С.В. и др. // Сталь. - 1978. - № 1. - С. 21–25.



УДК 669.184

Заспенко А.С., Чмырков К.Ф., Кучеренко Н.А.

ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского»

Опыт использования датчиков компании Heraeus для определения химического анализа стали перед сливом в условиях ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского»*

Приведены сведения о возможности сокращения цикла плавки. Ил. 4. Табл. 2. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: цикл плавки, повалка, термопары, датчики

Снижение продолжительности цикла конвертерной плавки является одним из главных решений увеличения производительности цеха. Особенно остро вопрос стоит для цехов, не имеющих возможности держать в резерве один из конвертеров. Поэтому для условий ККЦ ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» данная проблема является актуальной.

По существующей технологии выплавки стали цикл плавки колеблется от 44 до 50 мин (без учёта раздува шлака азотом). При этом до 23 % указанного времени составляет отбор пробы и ожидание результатов анализа. В то же время известно, что сокращение продолжительности цикла плавки приводит, в частности, к снижению расхода жидкого чугуна [1].

В [2] приведены данные по контролю параметров ванны с помощью зонда, который сбрасывается в конвертер без прекращения продувки для измерения температуры и окисленности конвертерной ванны для диапазона значений 0,15-1,10 % [C]. Согласно приведенным данным точность измерения составляет 0,02-0,04 % по [C] и ± 8 °C по температуре.

На ряде зарубежных предприятий в результате применения комбинированных моделей управления достигаются и более точные результаты [3]: колебания по температуре составляют ± 7 °C, а по содержанию углерода $\pm 0,013$ %.

В 2010 г. в условиях кислородно-конвертерного цеха ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» проводилось исследование по определению возможности применения датчиков Tap-Tip компании Heraeus для контроля содержания углерода и температуры. Опытные датчики отличаются от стандартных наличием специального бункера для приёма металла, в котором последний кристаллизуется. В зависимости от достижения температуры ликвидус определяется содержание углерода на повалке.

Так, в условиях действующего ККЦ были опробованы 43 опытных датчика с целью сопоставления промежуточных анализов состава стали по данным химической лаборатории с показаниями прибора и температуры стали с данными штатных приборов.

Необходимо отметить, что исследования проводились в два этапа. В ходе первого этапа исследований (табл. 1) было выявлено следующее:

- отклонения по содержанию углерода на повалке колебались в диапазоне от -0,03 % до +0,03 %. Среднее отклонение по 21 замеру составило +0,01 %;
- отклонения по температуре колебались в диапазоне от -10 °C до +17 °C. Среднее отклонение по 21 замеру составило +5,55 °C.

На втором этапе исследований (табл. 2) представителем компании Heraeus была проведена корректировка полученных данных с занесением в базу данных прибора.

В ходе второго этапа исследований было выявлено следующее:

- отклонения по содержанию углерода на повалке колебались в диапазоне от -0,028 % до +0,022 %. Сред-

*) В работе принимали участие: С.М. Онацкий, В.И. Шпак, А.В. Шибко Ю.Г. Горбенко, Д.П. Васильев, С.Н. Кудря, М.А. Бутрименко

нее показания по 17 замерам были такими же, как и на первом этапе;

- отклонения по температуре колебались в диапазоне от -19,2 °С до +12,3 °С. Среднее отклонение по 21 замеру составило -0,46 °С.

Как видно из приведенных данных, сходимость результатов по определению содержания углерода на повалке повысилась.

На рис. 1 и 2 приведены данные по количеству отклонений по содержанию углерода в стали в различных диапазонах значений. Как видно из графических данных, на первом этапе 66,7 % полученных значений лежит в области отклонения от 0 до +0,02 %.

После корректировки показаний прибора основная область значений (62 %) попадала в интервал от -0,01 % до +0,01 %. Необходимо отметить, что максимальные отклонения получены на высоких содержаниях углерода на повалке и с некоторыми замечаниями при проведении замеров.

Также необходимо отметить, что выдача анализа по содержанию углерода и температуры на табло прибора производится в течение 12 с от момента погружения опытного датчика в металл.

Но определения только содержания углерода недостаточно для слива стали из конвертера, т.к. существует риск непопадания в заданный химический состав по другим элементам. Так при относительно низких содержаниях

серы и фосфора в исходных шихтовых материалах можно ожидать, что для рядовых марок сталей, а именно 3пс и 5пс (основной сортмент) содержание указанных примесей не превысит 0,050 %. В свою очередь, содержание марганца знать необходимо, с целью подготовки массы ферросплавов для раскисления стали.

На третьем этапе работы осуществлена попытка прогнозирования остаточного содержания марганца на повалке в зависимости от ряда параметров, а именно: расхода чугуна на плавку, содержания марганца в чугуне и содержания углерода на повалке. Первые два фактора являются основными. В свою очередь известно, что в металле в зависимости от содержания углерода на повалке, остаётся от 5 до 40 % вносимого количества марганца[4].

Для получения работающей математической модели была выполнена статистическая обработка массива данных из 1279 плавок стали марки 3пс со следующими ограничениями:

Таблица 1.

№ пл	№ конвертера	[C] цех	[C] прибор	Откл	Т цех, °С	Т прибор, °С	Откл
7550	3	0,13	0,1	0,03	1631	1641	-10
7551	2	0,21	0,2	0,01	1680	1665	15
7552	3	0,24	0,24	0	1641	1634	7
7553	2	0,28	0,26	0,02	1665	1648	17
7554	3	0,23	0,25	-0,02	1632	1622	10
7555	2	0,30	0,3	0	1641	1632	9
7556	3	0,21	0,18	0,03	1647	1638,4	8,6
7557	2	0,23	0,25	-0,02	1614	1604	10
7558	3	0,20	0,18	0,02	1617	1610	7
7559	2	0,09	0,07	0,02	1698	1685	13
7603	1	0,20	0,19	0,01	1670	1671	-1
7605	1	0,19	0,22	-0,03	1622	1615	7
7606	2	0,12	0,09	0,03	1638	1642	-4
7607	1	0,14	0,13	0,01	1668	1668	0
7609	1	0,18	0,17	0,01	1680	1670	10
7600	2	0,05	0,03	0,02	1614	1610	4
7611	1	0,16	0,14	0,02	1657	1657	0
7612	2	0,04	0,02	0,02	1647	1641	6
7613	1	0,16	0,18	-0,02	1658	1660	-2
7614	2	0,05	0,03	0,02	1638	1634	4
7615	1	0,18	0,16	0,02	1638	1632	6
среднее		0,17	0,16	0,01	1647,43	1641,88	5,55

Таблица 2.

№ пл	№ конвертера	[C] цех	[C] прибор	Откл	Т цех, °С	Т прибор, °С	Откл
7661	3	0,09	0,09	0,00	1641	1635,8	5,2
7662	1	0,10	0,09	0,01	1626	1623,8	2,2
7663	3	0,04	0,04	0,00	1656	1643,7	12,3
7664	1	0,09	0,12	-0,03	1638	1641,1	-3,1
7665	3	0,10	0,10	0,00	1662	1655,2	6,8
7666	1	0,13	0,13	0,00	1650	1650,1	-0,1
7668	1	0,26	0,25	0,01	1605	1606,7	-1,7
7669	3	0,09	0,09	0,00	1635	1639,7	-4,7
7670	1	0,21	0,23	-0,02	1653	1647,9	5,1
7671	3	0,22	0,21	0,01	1646	1652,7	-6,7
7673	3	0,16	0,15	0,01	1653	1654,6	-1,6
7759	2	0,18	0,16	0,02	1644	1633,7	10,3
7757	2	0,11	0,10	0,01	1537	1556,2	-19,2
7841	2	0,07	0,07	0,00	1659	1660	-1
7842	2	0,27	0,24	0,03	1680	1680,2	-0,2
7843	2	0,08	0,11	-0,03	1650	1656,3	-6,3
7844	2	0,07	0,09	-0,02	1626	1631,1	-5,1
среднее		0,21	0,21	0,000	1632,476	1633,376	-0,46



Рис. 1. Данные первого этапа исследования



Рис. 2. Данные второго этапа исследования

$$\begin{pmatrix} \text{Расход ЖСБ} \\ \text{Расход твердого чугуна} \\ \text{Расход стального скрапа} \\ \text{Расход известняка} \end{pmatrix} = 0$$

Расход жидкого чугуна на плавку и содержание марганца в нём преобразовали в одну величину – приход марганца. После обработки данных было получено следующее уравнение с уровнем корреляции $R^2 = 0,29$:

$$Mn_{пов} = \left(\frac{-71X_1 + 0,321X_1^2 - 0,000329X_1^3}{10^5} \right) + (2,4693X_2 - 13,959X_2^2 + 25,875X_2^3) + 0,00394$$

где X_1 - приход марганца в кг на плавку; X_2 – содержание углерода на повалке, %.

Данное уравнение даёт погрешность $\pm 0,03$ % и справедливо для 60 % плавов. Необходимо принимать во внимание, что рекомендуемое содержание марганца в стали 3пс находится в диапазоне 0,45-0,50 %, при нижнем допустимом пределе 0,40 % и верхнем 0,65 %. Таким образом, можно данную формулу рекомендовать для расчёта содержания марганца на повалке.

Для удобства применения данной формулы составлены две программы, одна из которых устанавливается у оператора конвертера, а вторая введена в сам прибор MultiLabIII, но недостатком данной системы является необходимость ручного ввода данных, что не может в полной мере исключить человеческий фактор, для чего были составлены номограммы по приходу чистого марганца и его количеству на повалке (рис. 3 и 4).

Выводы

1. Проведенные исследования указывают на достаточно высокую степень сходимости результатов проведенных замеров с анализами, полученными в химической лаборатории и замерах приборами КИПиА. Отклонения лежат в области погрешности определения химического анализа по содержанию углерода и замера температур аппаратурой КИПиА, указанными в ТИ-233-СТ. КК-02-2009. Полученные расхождения по температурам и среднему содержанию углерода на повалке могут быть объяснены разной техникой ввода термодатчиков подручными сталеварами, а именно в различные слои металла по глубине ванны.

2. Получение анализа с помощью аппаратуры фирмы «Heraeus» сокращает цикл плавки на 7 мин.

3. Выполненные расчёты по определению содержания марганца на повалке с помощью математической модели указывают на возможность её применения при раскислении рядовых марок сталей.

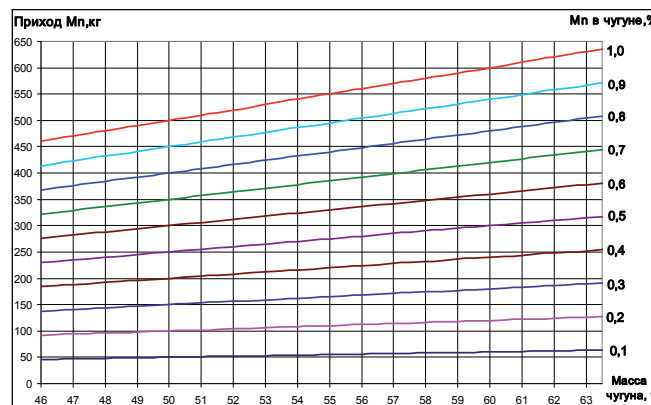


Рис. 3. Номограмма определения прихода чистого марганца от массы чугуна и содержания в последнем марганца

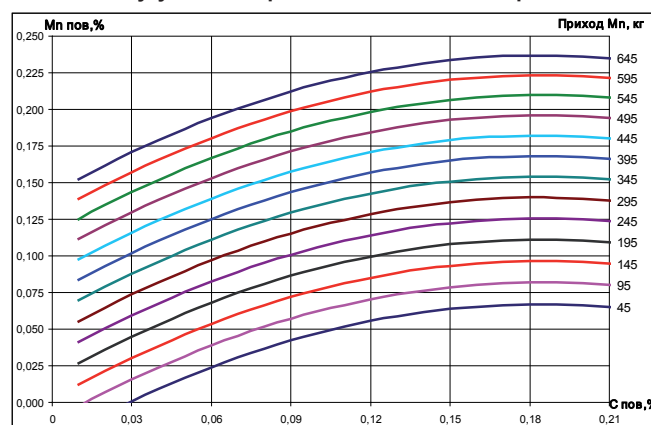


Рис. 4. Номограмма определения содержания марганца на повалке в зависимости от прихода марганца и содержания углерода на повалке

Библиографический список

1. Старов Р.В., Нагорских В.А. Производство стали в конвертерах. - К.: Техніка. - 1986. – 168 с.
2. Богушевский В.С., Сухенко В.Ю., Сергеева К.А. Управление доводкой конвертерной плавки // Металл и литье Украины. - 2010. - № 3. - С. 14-17.
3. Д. Янке, Г. Нойхоф, Х. Гуте, Т. Шульц. Управление кислородно-конвертерным процессом // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1999. - № 12. - С. 12-20.
4. Бойченко Б.М., Охотский В.Б., Харлашин П.С. Конвертерное производство стали. - Днепропетровск: «Дніпро-ВАЛ», 2006. – 456 с.



УДК 669.18

Журавлева С.В., Паниотов Ю.С. /к.т.н./, Мамешин В.С. /к.т.н./, Гриценко А.С.

Национальная металлургическая академия Украины

Особенности удаления примесей сталеплавильных ванн при их низкой начальной концентрации

Проведен теоретический анализ физико-химических процессов при низком начальном содержании примеси в металле. Показано, что увеличения скорости процесса можно добиться за счет интенсификации перемешивания и увеличения удельной реакционной поверхности (объема). Ил. 2. Табл. 1. Библиогр.: 7 назв.

Ключевые слова: удаление примесей, низкая концентрация, физико-химический процесс, энергия активации

A theoretical analysis of the physico-chemical processes at a low initial content of impurities in the metal was conducted. It is shown that increasing of the process speed can be achieved through the intensification of the mixing and increases of the specific reaction surface (volume).

Постоянно возрастают требования к качеству стали – снижению содержания в ней вредных примесей, менее 0,01 %, растворенных газов, неметаллических включений. Эти задачи решают, в основном, методами внепечной обработки с использованием агрегатов ковш-печь (АКП) и вакууматоров [1]. Сырая сталь на АКП поступает обычно с достаточно низкими содержаниями вредных примесей и растворенного в ней кислорода. Таким образом, появляется задача рафинирования расплава с начальной низкой концентрацией примеси на уровне 10^{-2} %, то есть когда содержание растворенного в железе элемента составляет несколько атомов на 10000 атомов железа.

Согласно термодинамике необратимых процессов движущей силой физико-химического процесса является изменение химического потенциала ($\Delta\mu$) – парциальной мольной свободной энергии [2], которая определяется активностью элемента (a)

$$\Delta\mu = \mu_0 + RT \ln a, \quad (1)$$

где μ_0 – стандартный химический потенциал; R – универсальная газовая постоянная, Дж/моль·К.

Переход вещества из одной фазы в другую возможен только по пути снижения величины химического потенциала. В состоянии равновесия химические потенциалы фаз равны.

Активность вещества не зависит от выбора стандартного состояния. Выбор стандартного состояния для выражения активности определяет численное значение стандартной свободной энергии. Поэтому для сравнения химических потенциалов фаз необходимо рассчитывать активности веществ в одинаковых стандартных состояниях или проводить пересчет активностей из одного стандартного состояния в другое [2].

Для металла с концентрациями примесей на уровне 10^{-3} – 10^{-2} % активности примесей (a) могут быть в первом приближении приняты равными концентрациям ([C])

$$a_i = f_i[C_i]; \quad \lg f_i = e_i^j[C] \quad \lim_{C \rightarrow 0} \lg f_i \rightarrow 0;$$

$$f_i \rightarrow 1,$$

где f_i – коэффициент активности, e_i^j – параметр взаимодействия.

При начальной низкой концентрации примеси в металле, даже при условии $C_p = 0$, отклонение системы от равновесия мало, т.е. движущая сила физико-химического процесса невелика. Таким образом, особенностью процесса с точки зрения термодинамики является протекание физико-химического процесса вблизи равновесного состояния системы.

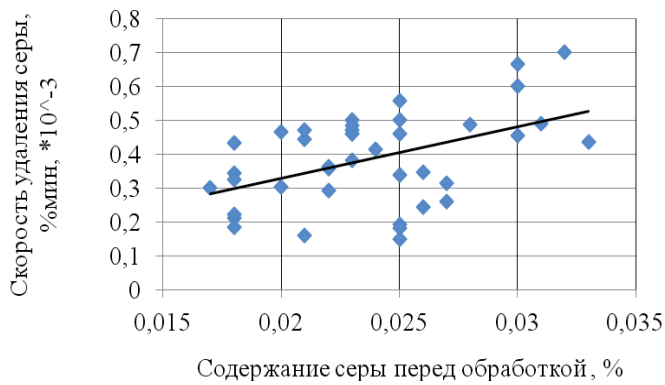


Рис. 1. Зависимость скорости удаления серы от ее начального содержания

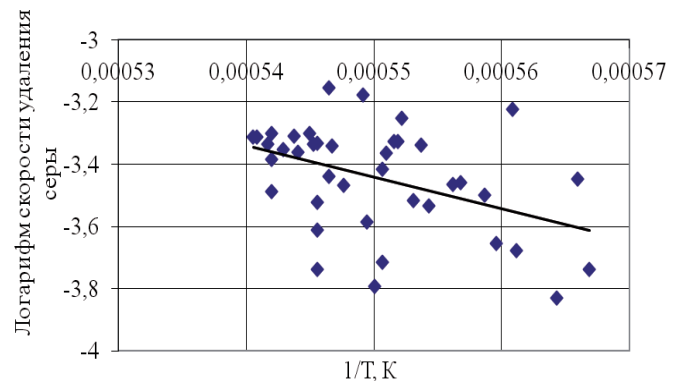


Рис. 2. Температурная зависимость кажущейся энергии активации процесса удаления серы

Удельная скорость физико-химического процесса (V_c/dt) в зависимости от лимитирующего звена пропорциональна константе скорости и движущей силе – отклонение от равновесия или разницы концентраций. При низком начальном содержании примеси в металле (10^{-3} – 10^{-2} %) логарифм активности $\ln a_i$ хорошо аппроксимируется уравнением прямой, откуда следует пропорциональность изменения величины химического потенциала ($\Delta\mu_i$) и разности концентраций $\Delta C_i = C_i - C_{\text{равн}}$

$$\Delta\mu_i \approx K \Delta C_i, \quad (2)$$

где K – константа скорости химической реакции.

Температурная зависимость константы скорости химической реакции (K) и коэффициента молекулярной диффузии D , согласно закону Аррениуса, описываются уравнением

$$\begin{aligned} K &= K_0 \exp\left(\frac{-E_a}{RT}\right); \\ D &= D_0 \exp\left(\frac{-E_a}{RT}\right), \end{aligned} \quad (3)$$

где K_0 (D_0) – предэкспоненциальный множитель (константа скорости при абсолютной температуре $T = \infty$ или $E = 0$); T – температура, К; E_a – энергия активации, Дж/моль·К.

Влияние температуры на скорость физико-химического процесса для последовательных и параллельных реакций при различных значениях энергии активации (E_a) детально рассмотрено в работе [3]. Показано, что повышение температуры процесса как бы нивелирует реакционные способности реагирующих частиц, что связано с переходом процесса в диффузионную область.

На основании анализа величин E_a для химической реакции и диффузии элементов в металле и шлаке М.Я. Меджибожский [7] пришел к выводу о том, что в сталеплавильных агрегатах экзотермические процессы протекают в диффузионном режиме. О переходе физико-химического процесса в диффузионный режим в зависимости от температуры и концентрации говорилось в работах С.И. Филипова [4], В.М. Баптизманского и В.Б. Охотского [5, 6].

В ходе обработки стали на агрегате ковш-печь при практически постоянных термодинамических условиях и интенсивности продувки металла аргонном скоростью удаления серы увеличивалась с ростом ее начального содержания (рис. 1).

Зависимость описывается уравнением регрессии

$$\begin{aligned} V_s &= 15,18 \cdot 10^{-3} [S_n] + 0,0252, \text{ %/мин} \\ n &= 40, R^2 = 0,2209, \end{aligned}$$

где $[S_n]$ – начальное содержание серы в металле (перед обработкой), %.

Скорость удаления серы можно представить уравнением

$$V_s = K \cdot F \phi([S]), \quad (4)$$

где K – константа скорости физико-химического процесса; F – величина реакционной поверхности, м; $\phi([S])$ – движущая сила физико-химического процесса, для кинетического режима – $\Delta\mu_i$, для диффузионного – ΔC_i .

Если записать константу скорости в форме уравнения Аррениуса и прологарифмировать уравнение (2), получим выражение

$$\ln\left(\frac{dS}{d\tau}\right) = A - \frac{E_a}{R} \cdot \frac{1}{T}, \quad (5)$$

где $A = \ln K_0 + \ln F + \ln \phi([S])$ – практически не зависящие от температуры.

На основании уравнения (5) по экспериментальным данным можно рассчитать кажущуюся энергию активации физико-химического процесса удаления серы на агрегате ковш-печь и по ее величине оценить кинетический режим процесса.

На рис. 2 показана температурная зависимость кажущейся энергии активации для всего массива плавов. Регрессия аппроксимируется уравнением

$$\ln V_s = -\frac{E_a}{R} \cdot \frac{1}{T} + A = -6214,1 \cdot \frac{1}{T} + 0,0116, \quad (6)$$

откуда $E_a = 6214,1 \cdot 8,31 = 51639$ Дж/моль·К, что соответствует энергии активации диффузии.

Для изучения влияния концентрации на величину энергии активации массив плавов сгруппировали по начальному содержанию серы в стали

$[S]_{\text{н}} \leq 0,02\%$; $[S]_{\text{н}} = 0,0183\%$; $n = 9$,
 $[S]_{\text{н}} = 0,021-0,025\%$; $[S]_{\text{н}} = 0,0223\%$; $n = 20$,
 $[S]_{\text{н}} > 0,026\%$; $[S]_{\text{н}} = 0,0291\%$; $n = 11$.

Данные расчета представлены в таблице. Здесь же показана величина R^2 , которая характеризует дисперсию данных относительно теоретического уравнения регрессии.

Зависимость E_a от содержания серы аппроксимируется уравнением

$$E_a = -6 \cdot 10^8 [S_{\text{н}}]^2 + 2 \cdot 10^7 [S_{\text{н}}] - 50068, \text{ кДж/моль} \cdot \text{К}, \quad R^2 = 1 \quad (7)$$

Уменьшение концентрации серы ведет к росту величины кажущейся энергии активации, при этом уменьшается рассеивание данных относительно теоретической кривой.

Максимальное значение $E_a = 116600$ кДж/моль·К, рассчитанное по уравнению (7), при исходном содержании серы в стали 0,0167 % не превышает предельных значений энергии активации диффузионных процессов.

Кажущаяся энергия активации интегрально отражает все стадии физико-химического процесса – тепло- и массообмен и химические превращения. Энергия активации химических превращений имеет порядок 10^5 , в то время как ее величина для массообменных процессов в 5–10 раз меньше. Увеличение энергии активации при снижении начальной концентрации примеси в металле может свидетельствовать об увеличении доли химического звена. Возможно, это связано с приближением системы к равновесию и уменьшением величины $\Delta\mu$.

Выводы

Проведен теоретический анализ особенностей удаления примесей из жидкого металла при их низком начальном содержании. Показано увеличение роли химического звена при приближении системы к равновесию.

Библиографический список

1. Величко А.Г., Бойченко Б.М., Низяев К.Г., Стоянов А.Н. Новые технологии конвертерных процессов // *Металлург. и горноруд. пром-сть*. – 2010. – № 7. – С. 9–13.
2. Жуховицкий А.А., Белащенко Д.К., Бокштейн Б.С. и др. *Физико-химические основы сталеплавильных процессов*. – М.: Металлургия, 1973. – 312 с.
3. Брайнес Я.М. *Введение в теорию и расчеты химических и нефтехимических реакторов*. – М.: Химия, 1976. – 237 с.
4. Филиппов С.И. *Теория процесса обезуглероживания стали*. – М.: Металлургиздат, 1956. – 166 с.
5. Баптизманский В.М. *Теория кислородно-конвертерного процесса*. – М.: Металлургия, 1975. – 376 с.
6. Баптизманский В.М., Охотский В.Б. *Физико-химические основы кислородно-конвертерного процесса*. – К.–Донецк: Вища школа, 1981. – 184 с.
7. Меджибожский М.Я. *Основы термодинамики и кинетики сталеплавильных процессов*. – К.–Донецк: Вища школа, 1986. – 280 с.



УДК 669.184

Стовпченко А.П. /д.т.н./
Институт сварки им. Патона
Сокур Ю. И., Камкин В.П.
НМетАУ

Мазов М.М.
ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского»

Использования шлака взамен извести на додувку с целью повышения стойкости футеровки конвертеров

Выявлена актуальность использования шлака взамен известняка. Ил. 3. Табл. 1.

Ключевые слова: шлак, известь, повышение стойкости, футеровка, конвертер, додувка

Введение

Внедрение систем управления качеством в современной металлургии предусматривает не только контроль качества получаемой продукции, но и повышение эффективности и постоянное совершенствование технологических процессов, внедрение ресурсосберегающих технологий. Кислородно-конвертерный процесс является одним из основных и наиболее динамично развивающихся способов производства стали, благодаря высокой скорости плавки и относительно малой энергоемкости. В тоже время, ввиду быстротечности протекания реакций окисления углерода и примесей (продолжительность продувки составляет в среднем 20-25 мин) за столь же короткий срок следует обеспечить формирование активного шлака, обладающего нормальной жидкоподвижностью и способностью удалять серу. Формирование же шлака в конвертере зависит от состава шихтовых материалов, дутьевого режима и качества шлакообразующих материалов.

Постановка задачи

При сбалансированном шихтовом и шлаковом режиме существенно упрощается задача получения необходимого содержания углерода и низкого содержания вредных примесей в металле (определяемых, прежде всего, степенью дефосфорации и десульфурации), повышается выход годной стали при минимальном расходе шлакообразующих материалов и минимуме технологических операций в ходе плавки.

Следует отметить, что температура и химический состав чугуна по содержанию кремния, марганца и примесей (серы и фосфора) нестабильны, что требует постоянной корректировки ведения процесса плавки. Это вызывает необходимость проведения дополнительных повалок. Преимущественно плавки ведут с двумя повалками и довольно значительное количество плавов проводится с тремя и более повалками. Это увеличивает цикл плавки и износ огнеупоров футеровки. Дополнительные повалки обычно вызваны высоким содержанием углерода или серы в металле и низкой его температурой. Это вынуждает сталеваров производить додувки. Поскольку известково-железистый

Таблица. Средние показатели опытных плавов

Показатели	Состав, %	Среднее значение	мин. значение	макс. значение
Чугун, т	S	127	120	163
	Mn	0,03	0,01	0,1
	Si	0,406	0,03	1,6
	P	0,86	0,11	1,99
		0,083	0,01	0,15
Лом, т	Fe	38,93		
	Mn	99,48		
	P	0,1	12,5	49
	S	0,1		
	C	0,12		
Известь на продувку, т		0,2		
Шпат, т		10,41	5	21
Уголь на продувку, т		0,48	0	3
Известь на додувку, т		0,196	0	3
Уголь на додувку, т		0,405	0	11
Температура чугуна, К		0,119	0	8
Металл на выходе	Fe	1848	1553	1848
	Si	99,78		
	Mn	0,00586		
	P	0,0551	0,01	0,53
	S	0,0185		
	C	0,0217	0,007	0,080
Шлак на выходе		0,096	0,02	0,70
	FeO	32,83		
	SiO ₂	11,56		
	MnO	3,14		
	CaO	48,99		
	MgO	0,36		
	P ₂ O ₅	1,26		
	S	0,24		
	C	0,0009		
	CaF ₂	1,716		

шлак поглощает и удерживает окисляемый кремний металлошихты, серу и фосфор, его количество необходимо рассчитывать в зависимости от концентрации кремния и задаваемой основности конечного шлака. Для подбора и прогнозирования оптимального шлакового режима плавки возможно использование программного комплекса FactSage, а также статистический анализ реальных плавки в заданных условиях.

Результаты статистического анализа

При проведении статистического анализа учитывали, что эффективность конвертерного процесса определяется выходом годного и обеспечением заданного содержания углерода и низкого содержания вредных примесей (определяемых степенью дефосфорации и десульфурации) при минимальном расходе шлакообразующих материалов и минимуме технологических операций по их достижению.

Если расход извести в значительной степени поставлен в зависимость от содержания кремния в металлошихте (рис. 1), то какой-либо зависимости получаемой основности от расхода извести установлено не было, что может быть объяснено скачиванием неконтролируемого количества шлака после первого периода продувки.

Важным является и то, что в большинстве случаев, основность шлака существенно превышает обычно рекомендуемую величину 3,2. Шлаки с высокой основностью (3,5 и более), как известно, обладают низкой жидкоподвижностью. Это обычно ведет к уменьшению выхода годного и ухудшению условий десульфурации металла и усложнению проведения операции ошлакования конвертера.

Расход извести влияет на температуру выпуска стали (обратно пропорционально - как охладитель) и степень удаления вредных примесей (прямо пропорционально). Известно, что использование угля на продувку необходимо при переработке повышенного количества лома в завалку. При существующем шихтовом режиме плавки (средняя доля лома 23 %) использование угля на продувку в большинстве случаев является необоснованным и обусловлено сложившимися стереотипами.

Проведены опытные плавки (не менее 5 на вариант шихтовки) с использованием различных видов лома (габаритного, скрапа 20-200 мм), а также варьированием времени отдачи, соотношения и количеств присадок различных видов извести для получения основности конечного шла-

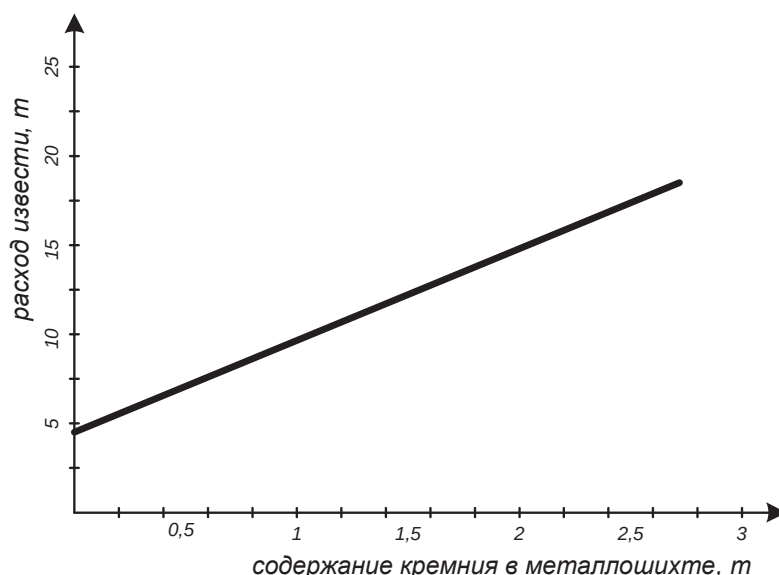


Рис. 1. Влияние содержания кремния в металлошихте на расход извести

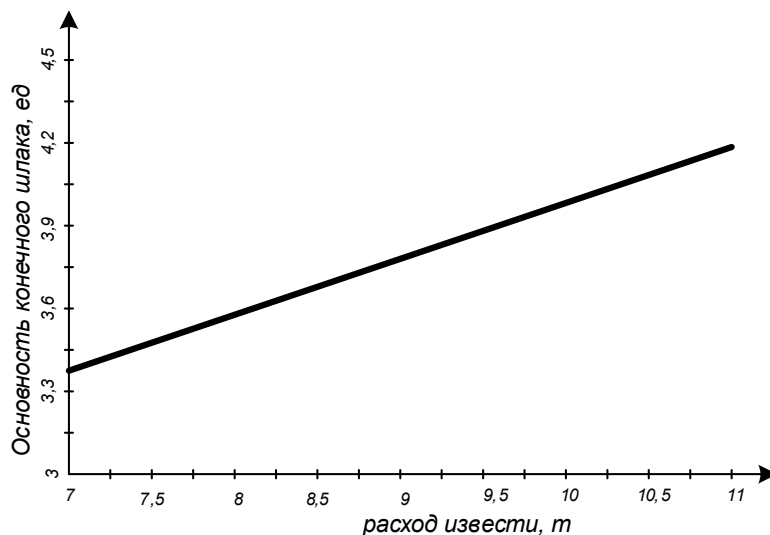


Рис. 2. Влияние количества вводимой извести на основность конечного шлака

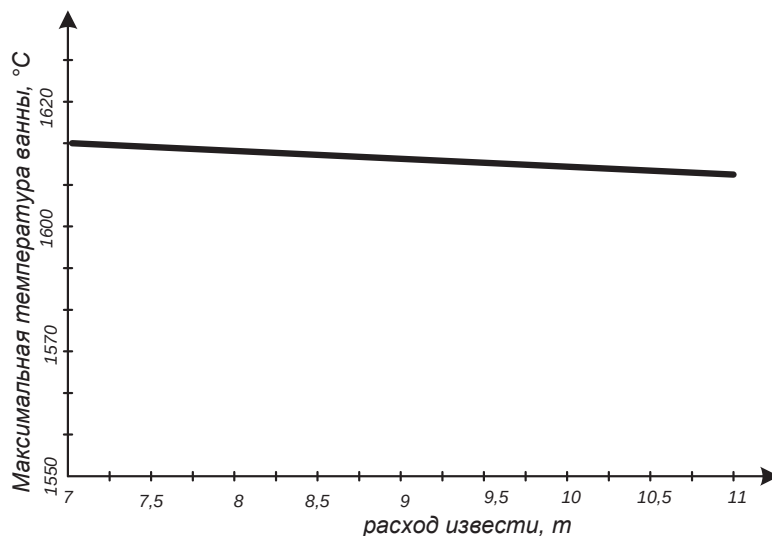


Рис. 3. Изменение температура ванны в зависимости от количества добавляемой извести

ка 3,2-3,5. Производили контроль температуры, состава металла, промежуточного и конечного шлака, замер окисленности металла на промежуточной повалке и перед выпуском плавки.

Обсуждение результатов

Несмотря на довольно высокую связь между расходом извести и основностью шлака (рис. 2) и, далее, степенью удаления примесей (серы и фосфора) прямая существенная связь между расходом извести до, после скачивания шлака и степенью десульфурации и дефосфорации не выявлена. Это, по-видимому, является следствием связывания извести кремнием металлошихты в двухкальциевый силикат.

Известно, что содержание окиси железа и магния в шлаке влияет на стойкость футеровки конвертера. Установлено, что окисленность металла является показателем содержания окиси железа в конечном шлаке (определяется датчиками окисленности), которая в свою очередь зависит от удельного расхода кислорода. Следует отметить, что коэффициент корреляции зависимости описывающей влияние окисленности стали на содержание оксида железа значительно выше, чем зависимости влияния расхода извести, что говорит о том, что последний не является основным фактором увеличения содержания оксида железа в конечном шлаке.

К увеличению содержания оксида железа, приводит и увеличение температуры ванны (рис. 3), что, в свою очередь, ведет к усилению эрозионного воздействия шлака на футеровку и, как следствие, увеличению содержания окиси магния в конечном шлаке.

В ходе опытного опробования режимов ведения конвертерной плавки с оптимизированными расходами шлакообразующих материалов проведены плавки со сниженным расходом извести. Результатами опробования принципиально подтверждена возможность использования уменьшенного количества извести, за счет сокращения доли извести присаживаемой во второй период плавки.

С учетом полученных данных можно утверждать, что снижение расхода извести в период продувки не ведет и к существенному изменению температурного режима плавки. Проблема использования высокоосновных шлаков заключается в том, что при формировании шлака с основностью выше 3,6, струи кислорода частично отбиваются им, что ведет к ухудшению работы ванны и повышению потерь железа. Кроме того, отраженные шлаком кислородные струи травмируют футеровку конвертера, что нивелирует результаты усилий по уходу за ней.

Формируемый при сниженном расходе извести шлак более жидкоподвижен и ванна работает лучше за счет активного проникновения кислородных струй. Жидкоподвижный шлак способствует увеличению поверхности контакта с металлом при продувке с образованием шлакометаллической эмульсии, развитая поверхность которой способствует интенсификации удаления примесей. Кроме того, в результате повышения жидкоподвижности в ходе продувки шлак попадает на футеровку вплоть до горловины (происходит ошлакование верхней части конвертера по ходу продувки), тем самым уменьшается эрозионное воздействие факела во втором периоде продувки.

Сокращение расхода извести во втором периоде продувки создает возможность введения в конвертер в этот период других шлакообразующих материалов (например, конвертерных шлаков или магнийсодержащих добавок, широко рекомендуемых в специальной литературе в последнее время).

Присадка конвертерного шлака в продувку или додувку является экономичным и эффективным решением при необходимости оптимизации теплового режима плавки, поскольку не вносит существенных корректив в состав шлака. Присадка же магнизиальных материалов в последний период может создать дополнительную возможность повышения огнеупорности конечного шлака перед проведением процесса нанесения шлакового гарнисажа по окончании плавки, что способствует увеличению стойкости футеровки конвертеров при сохранении стабильного режима ведения плавки.

Вывод

На основе выполненных опытных плавки выявлена актуальность использования шлака взамен извести на охлаждение и/или магнизиальных материалов на додувку с целью повышения стойкости футеровки конвертеров.



Применение известняка при выплавке стали. Опыт работы и предложения

Применение новой технологии позволяет улучшить показатели работы агрегата, качество стали, газоочистки, снизить расход электроэнергии. Библиогр.: 5 назв.

Ключевые слова: известняк, сталь, выплавка, опыт работы

Введение

Особые преимущества производства стали в электропечах проявляются в возможности получения стали любого состава, многообразием видов применяемых шихтовых материалов, а экономические затраты могут снижаться при понижении стоимости электроэнергии. Качество и подготовка используемого сырья – металлического лома, ферросплавов, шлакообразующих материалов, химический состав которых оказывает влияние на процесс плавки и стоимость и определяют затраты в целом на производство металлопродукта. Предлагаемые технические решения, обзор которых приведен в [1], охватывают широкий круг вопросов, решение которых обеспечит высокие показатели выплавки стали и внепечной обработки. Несомненный эффект достигается при оптимальном шлаковом режиме процесса, обеспечение которого зависит от применяемых флюсующих и шлакообразующих материалов, выбор которых определяется не только их функциональными свойствами материала, но и возможностями их поставки на предприятие производителями данного сырья.

Постановка задачи

Для оценки возможности использования известняков в технологическом процессе выплавки стали в ДСП № 2 ОАО «Молдавский МЗ» и оценки влияния добавок известняка на показатели работы печи были проведены исследования поведения известняков при тепловой обработке с оценкой изменения их механической прочности и участием в формировании шлака.

Характеристика известняков

Все известняки имеют более или менее выраженное кристаллическое строение. Размер, вид и характер кристаллов, а также особенности свойств и состава межкристаллической границы значительно различаются [2]. Пористость известняков может колебаться от 0,3 до 12 %, объемный вес от 2,0 до 2,9 т/м³. Удельный вес чистого кальцита составляет 2,71 т/м³. Природные известняки имеют значения удельного веса в пределах от 2,65 до 2,75 т/м³. Чистый кальцит имеет твердость 3 по шкале Мооса. Промышленные известняки значительно различаются по твердости (от 2 до 4 по Моосу). Прочность известняков при сжатии колеблется в пределах от 100 до 2000 кг/см², сопротивление сдвигу от 40 до 200 кг/см², прочность на разрыв от 25 до 65 кг/см². Теплота образования кальцита при комнатной температуре равна 178 кДж/моль.

Особенности использования известняка

В конвертерном производстве используют присадку извести и известняка. Обычно для основности шлака >3,5 и при температуре стали на выпуске 1600–1650 °С расход извести 80–90 кг/т стали, известняка 26–50 кг/т стали. При вводе известняка в жидкую сталь образуется свежееобожженная высокорекреационная известь непосредственно в расплаве без снижения ее реакционной способности [3]. Кроме того, возможно использование эндотермической реакции разложения CaCO₃ для охлаждения плавки. Расчет показывает, что присадка 10 % CaCO₃ понижает температуру на ~ 13–17 °С [4]. Фактическое снижение температуры ванны при вводе известняка определить точно невозможно, поскольку изменение электрического режима дуговой печи происходит в автоматическом режиме в зависимости от падения температуры ванны [5]. Однако, наличие в шлаке FeO и MnO ускоряет процесс растворения полученной из CaCO₃ извести, а присутствие в шлаке SiO₂ может замедлять этот процесс образованием на поверхности активной извести тугоплавкой пленки ортосиликата кальция с температурой плавления ~ 2600 °С. Для снижения содержания водорода в шлаке иногда присаживают на шлак «недопал», содержащий 70–80 % извести («промывка шлака»). У основных шлаков «водородопоглощающая» способность выше, чем у нейтральных или кислых.

Опытное опробование использования известняка в дуговой печи При выплавке стали в электродуговой печи использовали в качестве основного флюсующего материала 60–70 % известняка Трифештского месторождения и 30–40 % извести ММЗ. Известняки Трифештского месторождения по дробимости, в основном, отвечают марке «400». Лишь незначительное количество отвечает марке «200» и «300» и примерно 16–26 % известняков отвечают марке «600». Влажность известняков колеблется в пределах от 1,5 до 5 % и в среднем

составляет 2,87 %. Пористость изменяется в пределах от 4,8 до 18,22 % и в среднем составляет 10,86 %. На месторождении преобладают крепкие известняки с временным сопротивлением сжатию 150-400 кг/см². Известняки характеризуются высоким содержанием окиси кальция (карбонат кальция CaCO₃ в среднем составляет 94,74 %).

Разупрочнение известняка и изменение химического состава изучали при обжиге в муфельной печи. В качестве исследуемого материала использовался известняк фракции 25-40 мм. Как показали исследования, за время обжига 40 минут при T = 800 °C обжигаемый кусок приобрел белый цвет, трещин не наблюдалось, при слабом механическом воздействии кусок оставался целым, при ударе раскололся на несколько частей, внутри остался необожженным. Содержание основных оксидов увеличилось, %: CaO с 49,8 до 68,9; MgO с 3,2 до 4,5; SiO₂ с 0,34 до 0,5; S с 0,145 до 0,153. Повышение температуры обжига до 1000 °C за время обжига 30 мин обжигаемый кусок имел белый цвет, наблюдалось появление трещин, при механическом воздействии кусок раскололся, внутри остался слабо обожженным. Содержание основных оксидов увеличилось, %: CaO с 50,6 до 80,0; MgO с 3,4 до 5,7; SiO₂ с 0,51 до 0,9; S с 0,158 до 0,261.

При температуре обжига 1200 °C за время обжига 30 мин обжигаемый кусок имел белый цвет, сильно трескался, раскололся при прикосновении, внутри имел белый цвет, полностью обожженный. Содержание основных оксидов увеличилось, %: CaO с 51,2 до 90,0; MgO с 3,1 до 5,2; SiO₂ с 0,88 до 1,5; S с 0,107 до 0,217.

Вызывает интерес моделирование поведения известняка при попадании его в печь. С этой целью известняк фракции 20-50 мм помещали в промежуточный ковш при температуре разливаемой стали 1538 °C, что соответствует температуре стали в печи на начальной стадии окислительного периода. Испытания проводились по двум вариантам: известняк поместили в зону шлакового пятна, образовавшегося в промежуточном ковше в результате вторичного окисления стали и продуктов окисления керамзита; известняк поместили непосредственно на зеркало металла под струю жидкой стали, истекающей из сталеразливочного ковша в промежуточный ковш.

В первом случае куски известняка ошлаковались, и вокруг них наблюдалось яркое свечение и бурление шлака. По истечении 3-4 мин часть кусков известняка растрескалась до кусков размером с лесной орех (10-15 мм), после 6 мин весь известняк растворился в шлаке. Во втором случае через 1,5-2 мин все куски известняка растрескались до размеров 10 мм, а через 3-4 мин весь известняк перешел в жидкую фазу.

На Молдавском металлургическом заводе освоена технология использования в качестве основного шлакообразующего материала, сырого известняка близлежащих месторождений. Природная влажность материала (не более 2-5 %) позволяет применять его в технологии плавки без предварительного обжига. В ходе отработки технологии шлакообразования установили, что при термообработке кусков 20-80 мм и температурах окислительного периода 1520-1550 °C, обеспечивается наиболее полный переход его в жидкую фазу (растворение) в течении 2-4 мин.

Проведенные опытные плавки показали, что использование известняка с фракцией 20 мм и менее вносит в дуговую печь повышенное количество сопутствующих примесей, которые в практических условиях ведения плавки нарушали технологичность подачи его в печь через систему трубопроводов и бункеров, из-за их налипания на внутренней поверхности системы транспортировки. В то же время использование кусков 80 мм и более вызывало забивание трубопроводов по ходу обеспечения технологического процесса плавки и нарушения его организации, что приводило к сбоям в производстве. Диапазон фракций 20-80 мм наиболее полно удовлетворяет технологическим требованиям высокоинтенсивного темпа плавки, обеспечивая необходимый темп разложения известняка и шлакообразования. Повышенное содержание оксида магния в шлаках, полученных с использованием известняка, выше в 1,5 раза, что благоприятным образом отражается на увеличении стойкости футеровки дуговой печи. Освоенная технология ведения шлакового режима плавки с использованием известняка определенного качества не ухудшила технологические показатели выплавки металла в дуговой сталеплавильной печи.

Выводы

Производство стали с применением новой технологии шлакового режима плавки позволяет улучшить показатели работы агрегата, газоочистки и снизить расход электроэнергии и длительность плавки. Улучшится качество выплаваемой стали по содержанию фосфора. Отмечается удовлетворительное состояние элементов футеровки печи: после 245 плавов не выполнялся ее ремонт с использованием магнезильного порошка и жидкого стекла.

Библиографический список

1. Смоляренко В. Д., Миллер Ф. Электросталеплавильное производство в начале XXI века // Сталь. - № 11. - 2004. - С. 31-35.
2. Боинтон Р.С. Химия и технология извести. - М.: Изд-во по строительству, 1972. - 238 с.
3. Бигеев В.А., Пантелеев А.В., Николаев О.А., Валиахметов А.Х. Особенности плавки стали в 180-т ДСП с частичной заменой извести известняком // Электрометаллургия. - 2008. - № 4. - С. 19-22.
4. Костин А.С., Дмитриев В.Д., Черновол А.В. Использование сырого известняка в технологии электросталеплавильного производства // Теория и практика металлургии. - 2004. - № 6. - С. 36-38.
5. Поволоцкий Д.Я. Электрометаллургия стали и ферросплавов. - М.: Металлургия, 1974. - 550 с.

Эволюция сталеплавильных технологий. Мартенование

Изложена история становления и развития мартеновского производства ДМЗ им. Г.И. Петровского и проанализированы закономерности физико-химических процессов в подовых агрегатах. Ил. 3. Библиогр.: 5 назв.

Ключевые слова: мартеновский процесс, история технологии

Александровский завод (ДМЗ им. Г.И. Петровского) был запроектирован на производство менее 2 % мартеновской стали, так как, к этому моменту пудлинговый процесс был проверен в течение более 100 лет, а быстрый бессемеровский – успел себя зарекомендовать. Оба работали на твердом и жидком чугуна, а ломом страна еще не успела обзавестись в достаточном количестве. Однако за время воплощения замысла в жизнь мартеновский процесс совершил спринтерский рывок и в 1880 г. в мире уже около 10 % стали производилось в мартеновских печах, а пудлинговый трудоемкий и дающий в 2-3 раза более дорогой металл стремительно хирел. Мартеновский процесс оставался ведущим в стране и на заводе вплоть до 1950-х гг.

Печи. Мартеновские печи (МП) проектировал управляющий заводом Кинкель и в 1889 г. твердой металлошхте работали одна кислая печь садкой 10 т и одна 7 т основная с продолжительностью плавки, соответственно, 10 и 7 ч. Производство мартеновской стали быстро росло, т/год,

1891	1892	1893
11872	16187	19721

параллельно с бессемеровской (только рельсовой стали в 1892 г. было произведено 16188 т) и в 1896 г. производство пудлингового железа было прекращено, когда работало уже 3 кислых МП.

В 1900 г. начали работать МП № 5-7 садкой 13-20 т (в 1930 – до 30 т), в 1926 МП № 9, а в 1930 г. – крупнейшая в Европе 100 т МП № 10. Садка последних была увеличена сначала до 100-130 т (1933), а позже (1934 г.) у МП № 10 – до 165 т.

В 1913 г. средняя садка МП составляла $T = 39$ т, площадь пода $S = 30,5$ м², производительность – 28,7 тыс. т/год. Печи имели прямые переднюю и заднюю стенку, завалочные окна арочной конструкции, а простой на ремонтах достигали 20 %.

Отопление. С момента пуска печи работали на генераторном газе из газогенераторов Siemens, сжигаемого в двухэтажных головках при естественной печи и примитивных переводных устройствах с удельным расходом условного топлива $M_T = 660-850$ кг/т стали. В 1932 г. опробовали работу на коксовом газе, а в 1935 г. установили, что чем выше тепловая мощность печи Q_n , тем при большей доле жидкого чугуна в шихте максимизируется ее производительность.

Масштабное исследование тепловой работы МП № 9-10, оснащенных двухэтажными головками (1933 г.) включало регламентацию расходов генераторного газа, измерение температуры отходящих газов, однако в 1936 г. пришли к выводу о необходимости более радикальных конструктивных изменений и вместо немецких двухэтажных головок поставили американские типа Вентури.

До 1957 г. использовалась смесь коксового, доменного и генераторного газов. В 1956 г. одним из первых в Украине мартеновское производство начало использование кислорода для интенсификации процесса горения топлива, с подачей его на МП № 9-10 через трубки в кессоне в количестве 750-1000 м³/ч, а позже через сопла Лавалья, доводя расход до 1370 м³/ч, что сократило продолжительность плавки на 11-12 %.

В 1960-х гг. печи перевели на отопление природным газом.

Технология. Мартеновское производство завода вошло в историю отечественной металлургии, как впервые освоившее работу рудным процессом. В 1890-х гг. стремительное развитие мартеновского производства вызвало дефицит стального лома, стоимость которого стала в 1,5 раза больше, чем чугуна. В 1894 г. руководитель строительства Александровского завода известный инженер-технолог А.М. Горяинов и его брат, начальник Мартеновского цеха Ю.М. Горяинов попробовали работать по способу Imperatori в кислой мартеновской печи, используя брикеты из железной руды, кокса и древесного угля, но состав их оказался неудачным, брикеты медленно плавилась и от них отказались. Тогда на основной печи стали заваливать ¼ от массы чугуна мелкой железной руды и 1/20 мелкого доломита, доводили их до плавления, на поверхность засыпали коксовую мелочь, а чушки чугуна заваливали на откосы печи. Расплавленную ванну вымешивали бревном по типу дразнения в пудлинговой печи. Однако руда плохо плавилась (сегодня мы знаем, что ее температура плавления составляет до 1550 °С), что затягивало плавку, тогда стали заваливать вперемешку чушки чугуна, руду и доломит и, выплавлять сталь. Несмотря на увеличение затрат на топливо и рабочую силу экономия на отказе от лома снизила себестоимость стали на 5-6 коп./пуд. И, наконец, пришли к рудному процессу с работой на жидком чугуна: на подину 7 т основной печи заваливали известняк, руду и доломит (позже известь), смесь хоро-

шо прогревалась около получаса, а на нее сливался жидкий чугун. Реакции окисления шли бурно и продолжительность плавки значительно сокращалась. Позже рудный процесс с различными модификациями использовался на заводах Германии, Великобритании, отечественных Донецко-Юрьевском (Алчевском) и Надеждинском (Серовском) заводах.

В 1937 г. на всех десяти мартеновских печах завода была установлена связь скорости выгорания углерода с основностью шлака. Сегодня мы знаем, что при увеличении основности изменяется коэффициент активности в шлаке оксидов железа, что при постоянной их активности в шлаках, насыщенных оксидом кальция, вызывает восстановление кислорода и ускорение обезуглероживания. Дальнейший рост основности увеличивал температуру плавления и вязкость шлака, уменьшая поступления кислорода в металл.

Подина мартеновских печей завода состояла на 2/3 из доломита и 1/3 магнезита (1939 г.) и было установлено предельное содержание кремния в чугуне, выше которого стойкость подины значительно снижалась.

В 1939 г. МП № 9-10 были признаны лучшими в соответствующей группе. В 1950-х гг. была проведена работа по их переводу на продувку ванны кислородом, но пуск ККЦ сделал это невозможным по экономическим причинам.

Футовка. В 1889 г. и свод стенки кислых мартеновских печей выкладывались из динаса, подина набивалась речным песком и продолжительность кампании составляла 70 плавов. У основных печей свод тоже был из динаса, стенки – из кусков греческой хромистой руды, подина набивалась обожженным доломитом на смоляной связке, а кампания длилась всего 40 плавов.

Попытка увеличить садку кислых печей (1893 г.) ускорили износ футеровки и вернулись к старой садке.

Совершенствование огнеупоров, кладки и технологии плавки позволило довести стойкость кислых печей до 150, а основных – до 200 плавов (1896 г.).

В 1949 г. впервые в нашей стране для сводки шлаковиков мартеновских печей завода начали использоваться основные огнеупоры. В 1957 г. магнезито-хромитовый свод был поставлен на МП № 9-10.

Управление. Еще в 1934 г. на МП № 1-4 и № 9-10 перекидка клапанов начала осуществляться автоматически по разнице температур верха и низа насадок.

При восстановлении печей после Великой Отечественной войны они были оснащены современной КИПиА аппаратурой.

В 1965-1966 гг. вместе с ДМетИ было автоматизировано сжигание топлива в МП № 9-10 на основе контроля содержания в отходящих газах моно- и диоксида углерода, что обеспечивало догорание факела в пределах рабочего пространства печи и повышало стойкость вертикальных каналов и насадок регенераторов.

Наука. Анализ физико-химических процессов мартенования, которым в Украине сегодня выплавляется около половины всей стали представляет научный и практический интерес, в том числе для подовых процессов в ЭДП и непрерывных агрегатах.

Начало мартенования на Александровском заводе характеризовалось преимущественным использованием кислых мартеновских печей, что объяснялось меньшими затратами на футеровку и известным преимуществом при получении качественной стали, благодаря меньшей окисленности металла, регулируемой содержанием кремния. На рис. 1 линиями I представлены зависимости от температуры показателей распределения K' для реакций $\text{Si}+2\text{O} \rightarrow \text{SiO}_2$ (а); $\text{Si}+2\text{CO} \rightarrow \text{SiO}_2+\text{C}$ (б); $\text{Si}+2\text{MnO} \rightarrow \text{SiO}_2+2\text{Mn}$ (в); $\text{Si}+2\text{FeO} \rightarrow \text{SiO}_2+2\text{Fe}$ (г) для кремневосстановительного (линии 1) и активного (линии 2) кислого процесса. Окисленность выплавленной стали уменьшается с ростом температуры (рис. 1а) и весьма близка к равновесию в кремневосстановительной плавке. Увеличение скорости окисления углерода добавками железной руды и производительности печи в активном варианте снижает качество стали.

Взаимодействие в системе Si-C-O (рис. 1б) независимо от варианта кислого процесса в конце плавки также весьма близко к равновесию и в активном варианте это достигается некоторым снижением температуры, что приближает его (линия 2) к кремневосстановительному перед выпуском плавки.

Поведение марганца (рис. 1в) в обоих вариантах кислого процесса практически одинаково вследствие

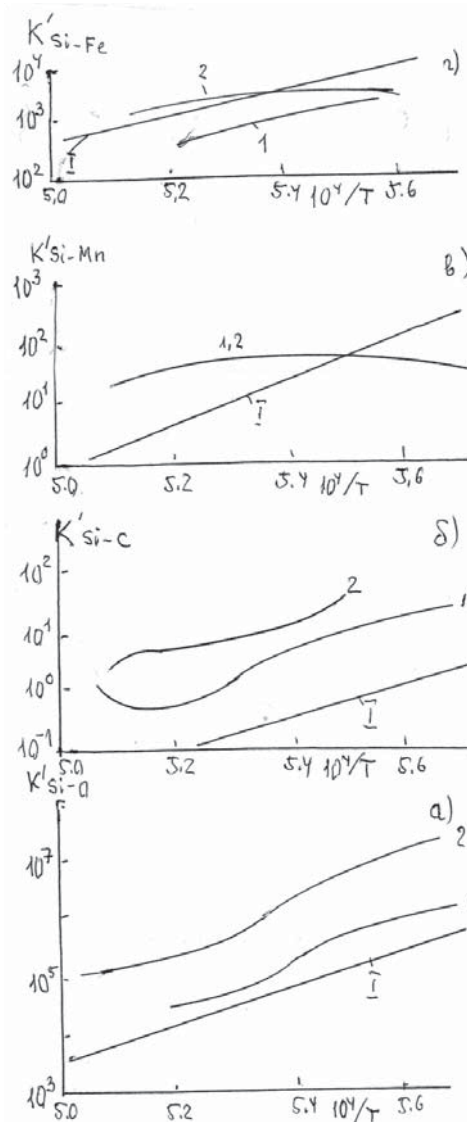


Рис. 1. Закономерности реакций кислого мартенования

меньшей, чем для других рассматриваемых реакций теплового эффекта его взаимодействия с кремнием. По-видимому, до расплавления при $t < 1500^\circ\text{C}$ соотношение процессов от концентраций его и кремния определяется скорее ходом их окисления, чем равновесием между ними.

В отличие от основного процесса в кислом система металл-шлак весьма близка к равновесию, судя по рис. 1г.

Для основного мартеновского процесса характерна связь содержания в шлаке оксидов железа со скоростью выгорания углерода V_c , находящихся хронологически в противофазе (рис. 2). Это связано с ростом содержания оксида кальция в ходе шлакообразования, растворимость которого увеличивается по мере роста температуры, поддерживая $a_{\text{FeO}} = 0,3-0,4 = \text{const}$ [1]. В то же время рост отношения $B' \equiv \text{CaO}/\Sigma a$, где $\Sigma a = \text{SiO}_2 + \text{P}_2\text{O}_5 + \text{Al}_2\text{O}_3$, вызывает появление максимума коэффициента активности оксидов железа FeO при $B = 1-1,5$ в связи с образованием в шлаке соединений $2\text{CaO} \cdot \text{SiO}_2$, $2\text{CaO} \cdot \text{FeO}_n$ и ряда соединений в системах $\text{CaO}-\text{P}_2\text{O}_5$ и $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3$. Соответственно, так как $a_{\text{FeO}} = \gamma_{\text{FeO}} \cdot x_{\text{FeO}}$, содержания оксидов железа в шлаке минимизируется как в скрап-рудном (линия 1а), так и в рудном процессе братьев Горяиновых (линия 1б), что было зафиксировано в 1904 г. С. Dichman (Германия) на Донецко-Юрьевском (Алчевском) заводе.

Вызванная этим реакция $\text{FeO} \rightarrow \text{Fe} + \text{O}$ идет, в первую очередь, в металло-шлаковой эмульсии (МШЭ) мартеновской ванны, благодаря значительной удельной поверхности капель металла в шлаке. Согласно [2] в основном шлаке достигает 2,5 %, а в кислом – 12 % при расплавлении и 5,0 % в кипение [3]. Причем по данным [4], если в основном шлаке содержание углерода в каплях было меньше, чем в ванне, то в кислом – наоборот, так как восстановление кремния в кислом процессе идет через МШЭ.

Окисление углерода в МШЭ вызывает вспенивание шлака, принимающее иногда чрезмерно бурный и взрывообразный характер [5], вызывает перемешивание шлака в вертикалы и через ложные пороги на рабочую площадку и замедляет теплообмен между факелом и металлом. В кислом процессе такие осложнения не наблюдаются.

В мартеновской печи теплообмен с ванной в многих случаях определяют производительность процесса Π , т/ч. На рис. 3 для случаев с известными данными приведенная по садке T величина $\bar{\Pi} = \Pi / T$ представлена в зависимости от приведенной по площади ванны S тепловой мощности печи Q_n , 10^6 ккал/ч; $q_s = Q_n/S$ для МП 1930-х (линия 1а) и 1950-х гг. (1б), работавших без подачи в факел продувки ванны кислородом, с подачей кислорода в факел (линия 2), продувкой ванны кислородом (3) и ДСПА (4). Данные для отечественных печей нанесены сплошными, а зарубежных – пунктирными линиями.

При работе без использования кислорода отечественные мартеновские печи показывали более высокие результаты, чем зарубежные (преимущественно США и Германия). МП № 1-4 и № 9-10 ДМЗ в 1950х годах имели величину $\bar{\Pi}$ на уровне и выше, чем в среднем отечественные печи с подачей кислорода в факел (линия 2). При продувке ванны кислородом (линия 3) только при низких величинах теплонапряженности q_s отечественные МП работали на уровне зарубежных МП. Последние в 1950-х гг. использовали для снижения топлива, в том числе по два и даже три горелки с каждой стороны печи, что увеличивало площадь горизонтальной проекции факела на ванну и интенсивность теплообмена. Напорные воздушные и тяговые устройства обеспечивали эффективное дожигание монооксида углерода в пределах рабочего пространства, а высокая плотность кладки уменьшала теплопотери.

Несмотря на высокую производительность ДСПА (линия 4) зарубежные компании, в том числе родоначальники агрегата – ЮАР, во второй половине 1960-х гг. начали выводить их из эксплуатации в связи с развитием кислородного конвертирования.

Выводы

Изложена история развития мартеновского производства завода и проанализированы его научные достижения.

Библиографический список

1. Охотский В.Б. Модели металлургических систем. Днепропетровск: Системные технологии, 2006. – 287 с.
2. Whitely J.H. // In the Physical Chemistry of ciety&Iron&Steel Inst: Zondon, 1925. – P. 251.
3. Whitely J.H., Hallimond A. // Jisis. - 1919. - P. II. - 227 p.
4. Pacher F. //Stahl u Eisen. 1922.
5. Наговицын Д.Ф. // Сталь. – 1948. – № 4.

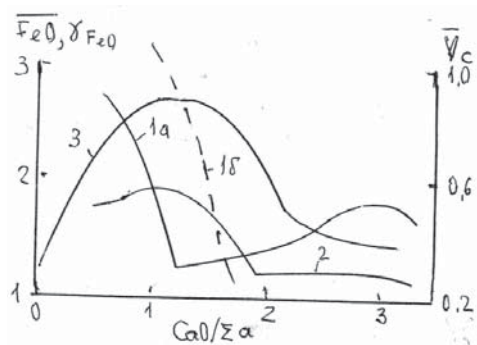


Рис. 2. Закономерности процессов основного мартенования

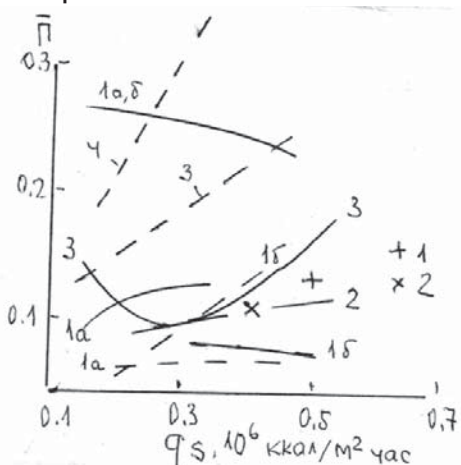


Рис. 3. Производительность подовых агрегатов: 1 – МП № 1-4; 2 – МП № 9-10

УДК 669.18

Охотский В.Б. /д.т.н./

НМетАУ

Эволюция сталеплавильных технологий. Внепечные процессы

Приведены данные о результатах использования внепечной доводки и обработки стали в сталеплавильных цехах завода. Ил. 4. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: внепечные процессы, технологии

Раскисление вчера. При разливке мартеновской мягкой стали, содержащей до 0,10 % С и 0,5-0,6 % Мп в слитки 114-327 кг, столкнулись (1894) с образованием газовых пузырей, которые устранили добавкой вместо 11 % ферросилиция алюминия или ферроалюминия в количестве до 0,02 % Al, снизили температуру металла на выпуске, что обеспечило печную свариваемость металла. Было замечено, что продолжительное плавление в мартеновской печи ухудшает свариваемость (очевидно, вследствие увеличения окисленности – В.О.) и поэтому уменьшили массу металлолома в завалку с 10 т до 5 т особо чистого лома (тем более, что лом был в 1,5 раза дороже чугуна – В.О.) и отказались от каких-либо добавок. Для рельсовой (0,3-0,4 % С, 0,7-1,0 % Мп), рессорной (до 0,8 % С, 0,6 % Мп) и инструментальной для внутризаводского использования сталей это не потребовалось.

Бессемеровская сталь раскислялась ферромарганцем, расплавленным в вагранке, установленной рядом с конвертером, который сливался в конвертер через слой шлака. Переход на ковшовое раскисление (1952) снизил брак рельсовой стали с 18 до 9 %, который уменьшался также с ростом остаточного содержания в продутной стали кремния до 0,05-0,15 %. Выход рельсов 1-го сорта максимизировался при скорости наполнения изложниц 0,40-0,44 м/мин.

Еще в 1940 г. для раскисления рельсовой стали опробовали комплексный марганцево-кремниевый сплав, что снизило брак стали. В 1955 г. уменьшили удельный расход алюминия, придя к выводу, что он увеличивает вязкость стали (сравнить с сегодняшней проблемой затягивания отверстия стакана-дозатора МНЛЗ продуктами окисления алюминия – В.О.) и стали его присаживать в лейку при сифонной разливке.

Раскисление сегодня. Несмотря на то, что в мировой практике опробовано около двух десятков методов, предотвращающих попадание шлака в ковш при выпуске плавки из конвертера, достичь полного отделения его от металла не удалось. В ККЦ завода этот вопрос практически не исследован, а уменьшение количества шлака в ковше решается путем повышения стойкости леточного узла и поддержания минимально необходимого диаметра выпускного отверстия (2006-2010).

Анализ внепечных процессов в период работы ККЦ с широким диапазоном содержания углерода был выполнен для плавов, выпускавшихся с первой повалки. Рассчитывалось отношение содержаний серы и фосфора в готовой стали (S_k, P_k) и их концентрации в металле на повалке (S_n, P_n) $\bar{S} \equiv S_k / S_n$ и $\bar{P} \equiv P_k / P_n$. В большинстве случаев имела место десульфурация ($\bar{S} \leq 1$) и рефосфорация ($\bar{P} \geq 1$) вследствие раскисления ковшового шлака при взаимодействии с ферросплавами, присаживаемыми в ковш при выпуске плавки. Определялось также усвоение марганца Y_{Mn} и кремния Y_{Si} из ферросплавов. Отдельно рассматривалась ст. 3пс и группа спокойных марок стали.

На рис. 1 представлено изменение усредненных величин для этих двух групп, соответственно 1 и 2, изменения содер-

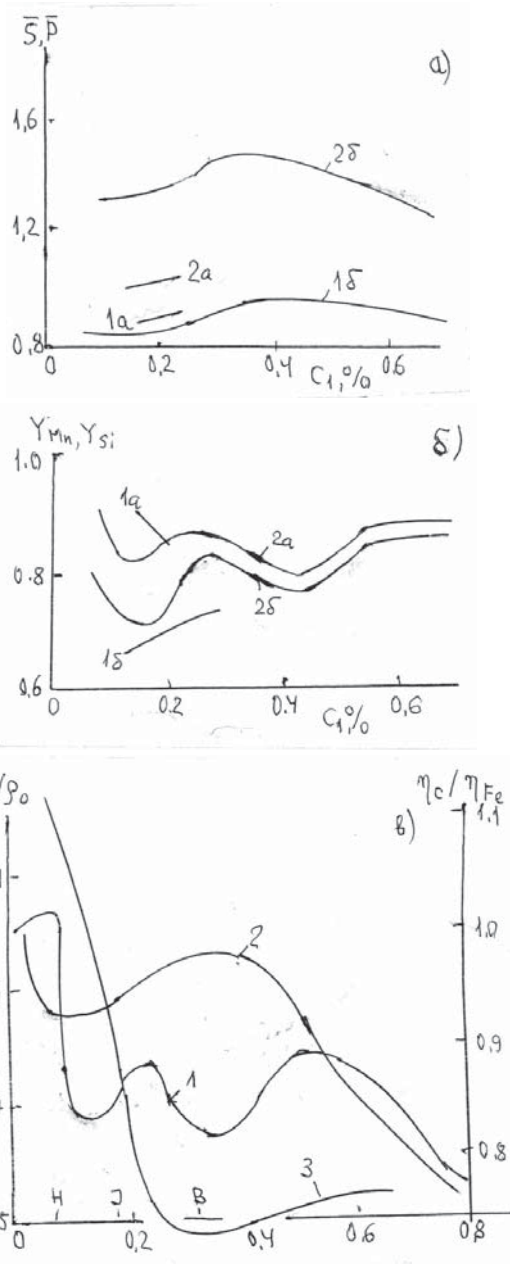


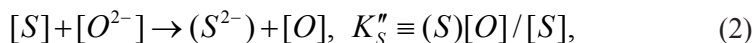
Рис. 1. Изменение величин $\bar{S}$ и $\bar{P}$ (а), Y_{Mn} и Y_{Si} (б), $\bar{\rho}$ (в) в зависимости от содержания углерода в металле

жания серы $\bar{S}$ (а) и фосфора $\bar{P}$ (б), Y_{Mn} (а) и Y_{Si} (б) в зависимости от содержания углерода. Десульфурация стали на выпуске (рис. 1а) при одинаковом содержании углерода несколько выше для спокойных (линия 1б), чем для полуспокойных (1а) марок, благодаря меньшему содержанию в них кислорода, и в обоих случаях уменьшается с ростом содержания углерода в одинаковой степени. В то же время степень рефосфорации сталей ПС (линия 2б) значительно выше, чем ПС (линия 2а), хотя, как и для показателя $\bar{S}$, величины $\bar{P}$, растут с увеличением концентрации углерода практически одинаково. Для среднеуглеродистых сталей с 0,3-0,4 % С величины $\bar{S}$ и $\bar{P}$ достигают максимума, а в дальнейшем уменьшаются в связи с уменьшением как количества образующегося шлака, так и его активности из-за более низкой температуры стали на выпуске и увеличения вязкости шлака.

Изменение степени усвоения марганца Y_{Mn} и кремния Y_{Si} для ПС и СП сталей (рис. 1б) в первом случае отличается, а во втором, подобно тому, что показано на рис. 1а, но, главное, – это закономерное и одинаковое изменение величин Y_{Mn} и Y_{Si} при изменении содержания углерода. На рис. 1в показано изменение при 1630-1650 °С приведенных плотности $\bar{P} \equiv \rho / \rho_0$ [1] (линия 1) и динамической вязкости $\eta \equiv \eta / \eta_0$ [2] (линия 3) металла системы Fe-C, где ρ_0, η_0 – соответствующие величины для чистого железа. В первом приближении можно говорить о соответствии характера изменения с одной стороны $\bar{P}$, а с другой – Y_{Mn} , Y_{Si} , и, соответственно, $\bar{\eta}$ и $\bar{S}$ и $\bar{P}$. Правда, в работе [3] на зависимости $\bar{P}$ – С обнаружен только один максимум в области 0,3-0,4 % С (линия 2 на рис. 1в), который соотносится с максимумом на зависимости $\bar{S}, \bar{P}$ – С на рис. 1а. Однако, нельзя отрицать определенную закономерность зависимостей на рис. 1а, б, возможно обусловленную не только содержанием углерода (хотя и ведущего фактора), но и других примесей, в том числе газов и неметаллических включений. Она может быть проверена в других цехах и использована в практике, в том числе для более точного управления составом выплавляемой стали.

Внепечная обработка стали. В начале 1960-х гг. было принято правительственное решение об освоении производства в кислородных конвертерах холоднокатанных (ЦНИИЧМ – НЛМК, позже ЧелМЗ) и горячекатанных (ДМетИ – ДМЗ) электротехнических сталей, в соответствии с которым после предварительных экспериментов в полупромышленных конвертерах 10 т на НТМЗ и 1-т в ДМетИ, в 1964 г. в ККЦ завода началось производство низко-, средне – и высоколегированных сталей класса Э. Были исследованы варианты ковшовой десульфурации стали ТШС на основе извести и плакивого шпата в соотношении 4:1 с и без добавок силикокальция, составы выпускаемого и ковшового шлака, их влияние на десульфурацию и рефосфорацию стали. Анализ результатов экспериментов показал второстепенную роль соотношения конечной и начальной основности шлака В, а влияние соотношения $CF \equiv CaO_{\kappa} FeO_{\text{н}} / FeO_{\kappa} CaO_{\text{н}}$, которое в ряде случаев в зарубежной практике, рассматривалось, как определяющее, очевидно связано с влиянием окисленности шлака. На рис. 2 представлено изменение усредненных величин $\bar{S}$ (линия 1) и $\bar{P}$ (линия 2) в зависимости от изменения показателя окисленности шлака $Fe \equiv Fe_{\kappa} / Fe_{\text{н}}$ при выплавке электротехнической стали Э1, Э2 и Э3 в 28 т кислородных конвертерах завода.

Десульфурация металла шлаком может описываться уравнениями



где показатели распределения серы между шлаком и металлом зависят от эквивалентного содержания в шлаке $(SiO_2)_{\text{экв}} = (SiO_2) + 0,85(P_2O_5) + 0,59(Al_2O_3)$ [4].

На рис. 3а представлена зависимость K'_S от $(SiO_2)_{\text{экв}}$, полученная обработкой экспериментальных данных J. Chimpan и сотр. (MTi, США) о равновесии в системе металл-шлак по модели (1) (линия 1а) и линия 1б,

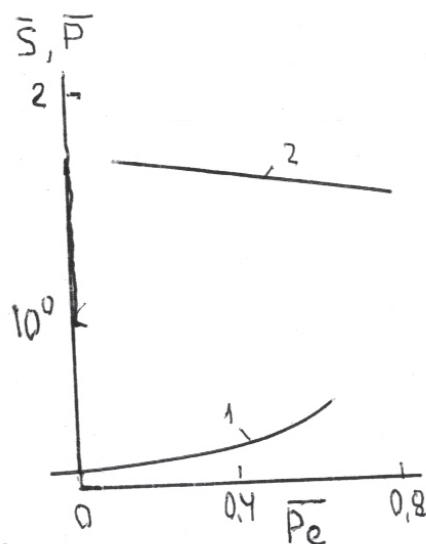


Рис. 2. Зависимость $\bar{S}$ и $\bar{P}$ от величины Fe

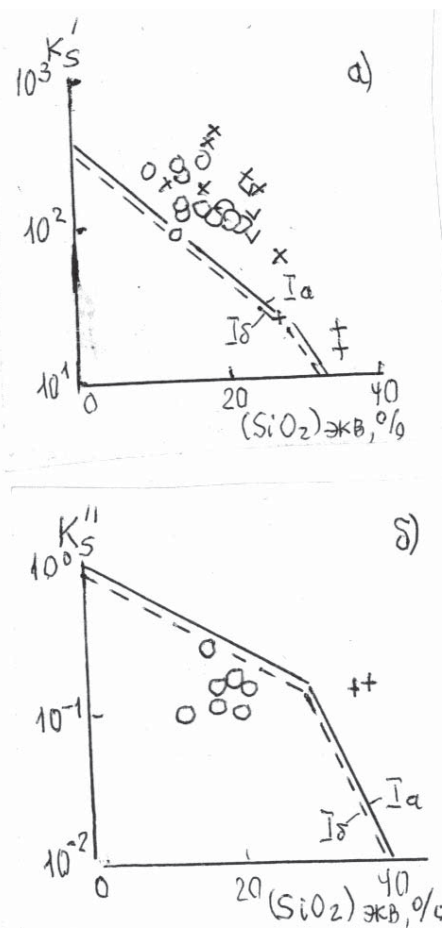


Рис. 3. Сравнение фактических и равновесных величин K'_S (а) и K''_S (б) при внепечной обработке электротехнической стали: 1 – в конвертере; 2 – в ковше

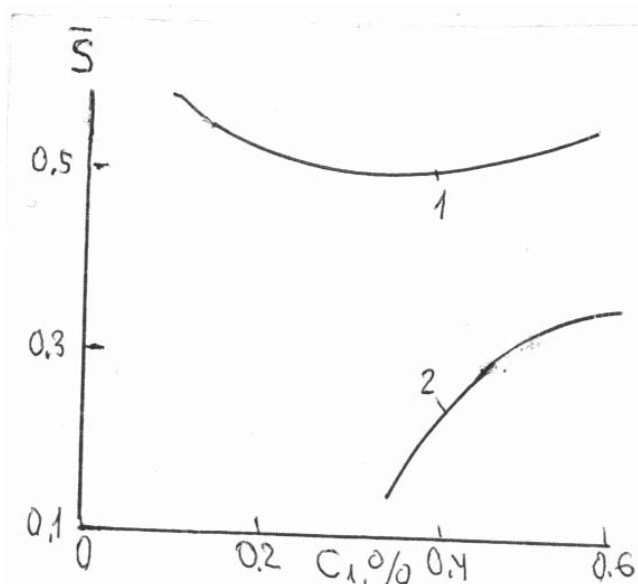


Рис. 4. Величина $\bar{S}$ при обработке стали синтетическим шлаком из ЦШПУ

лась обработка стали синтетическим шлаком, содержащим (%) 41-58 CaO, 8-15 Al_2O_3 , 17-26 SiO_2 , 1-2 FeO при начальной его температуре 1650-1700 °С. Позже был использован СШ с соотношением $CaO/Al_2O_3 = 1,5$.

На рис. 4 показано изменение $\bar{S}$ для диапазона содержания углерода в сортаменте марок стали ККЦ ДМЗ, обработанной синтетическим шлаком, выплавленным в ЦШПУ. Линия 1 соответствует начальному периоду работы, а 2 - последующему, когда эффективность обработки значительно возросла, благодаря уменьшению содержания в шлаке кремнезема.

В ходе дальнейших исследований (1987) было показано, что в теплотехническом отношении ЦШПУ превосходит ЭДП при выплавке СШ. Брак в прокате обработанной стали снизился на 1 %, а ее эксплуатационная надежность повысилась на 40 %.

При выплавке в ЦШПУ синтетического шлака благодаря высокому окислительному потенциалу газовой фазы сера из шлака окислялась, а ее содержание снижалось с 0,20-0,40 до 0,016-0,035 %, что увеличивало его десульфурierende свойства (1987).

В 2000-х гг. начались работы по переработке в ЦШПУ шламов с удалением из них серы в газовую фазу (2004) и других железосодержащих отходов (2006).

Перспективы освоения непрерывной разливки стали в ККЦ требует принятия решения о целесообразных способов десульфурации стали.

Выводы

Рассмотрена эволюция внепечных технологий в сталеплавильном производстве завода.

Библиографический список

1. Филиппов Е.С., Самарин А.М. // В кн. Физико-хим. основы произв. стали. М. – Наука, 1968. – С. 3-9.
2. Ватолин Н.А., Востряков А.А., Есин О.А // ФММ, 1963. т. 15. - № 2. - С. 222-228.
3. Куприянов А.А., Филиппов С.И. // Изв. вузов. Черн. мет. 1968. - № 9. - С. 10-15.
4. Охотский В.Б. Модели металлургических систем: Днепропетровск: системные технологии, 2006. – 287 с.



Особенности гидродинамики жидкой ванны при боковой продувке

В работе проведено холодное моделирование продувки жидкой ванны через заглубленные сопла, парно расположенные друг напротив друга. Определены граничные режимы параметров продувки, предотвращающие слияние барботажных столбов. Ил. 2. Библиогр.: 7 назв.

Ключевые слова: барботажный столб, продувка сбоку, холодное моделирование

The cold design of blowing out of liquid bath is in-process conducted through the deepened nozzles pair located opposite each other. The border modes of parameters are certain blowing out, preventing confluence of bubbling posts.

Постановка проблемы

В металлургическом производстве ряд процессов [1-3] базируется на пневматическом перемешивании жидких ванн, что позволяет интенсифицировать тепло- и массообмен, а также значительно повысить производительность агрегатов.

Подача газа для перемешивания в этих процессах осуществляется через донные дутьевые устройства, погружные фурмы или горизонтально расположенные дутьевые устройства, и особенности гидродинамики ванны при горизонтальном подводе дутья изучены не достаточно полно.

Анализ последних достижений в данной области

В [3-7] методом холодного моделирования изучали процессы бокового подвода дутья, однако практически во всех исследованиях авторы проводили моделирование продувки через одиночно расположенное сопло; при этом все параметры струй и гидродинамики ванны приводились для одиночной струи.

Такой подход не учитывал, что в некоторых процессах продувка ведется несколькими струями и, соответственно, они могут оказывать значительное влияние на общую гидродинамику жидкой ванны и формирование циркуляционных контуров в ней.

Постановка задачи

Целью данной работы являлось изучение особенностей гидродинамики жидкой ванны при боковой продувке через парно расположенные друг напротив друга заглубленные сопла.

Изложение основных материалов исследования

Исследования проводились методом холодного моделирования на прозрачной объемной модели сечением 330х390 мм и высотой 900 мм. Для проведения моделирования на основании π -теоремы определили числа подобия, которые описывают гидродинамику барботируемой ванны. Подобие процессов на образце и модели описывали числами подобия: удельный импульс газовой струи и числом Маха.

Моделирующие среды – вода и воздух. Сопла цилиндрические диаметром от 1 до 2 мм. Давление газа перед соплом варьировалось в интервале от 0,5 до 4 ати. Поведение струй и гидродинамику ванны фиксировали с помощью цифровой зеркальной фотокамеры Canon 550D. Проводилась как видео, так и фотосъемка экспериментов. Фото- и видеосъемку гидродинамики ванны проводили с 3 позиций, что позволило фиксировать гидродинамику жидкости в объеме ванны.

Фотографирование проводили при разных скоростях выдержки затвора аппарата. При выдержках 0,01–0,2 с. фиксировали мгновенную картину распространения газовой струи в жидкости. При выдержках 1 с и более (до 10 с) наблюдали статистическую модель гидродинамики ванны.

Обработка видеозаписи экспериментального материала проводилась на ПЭВМ с помощью программ VirtualDub-1.9.6-AMD64 и графического редактора. Это позволило проследить за развитием газовой струи в жидкости с временным интервалом 0,02 с.

Характерные гидродинамические режимы при продувке через противолежащие, заглубленные сопла представлены на рис. 1.

Схематическое изображение гидродинамических режимов представлено на рис. 2.

Как видим из схем, представленных на рис. 2, при продувке в ванне формируются горизонтальные газовые струи, из которых в свою очередь образуются барботажные столбы.

В зависимости от параметров продувки и размеров ванны барботажные столбы могут выходить на поверхность ванны индивидуально и образовывать самостоятельные ячейки циркуляции (рис. 2а). В этом случае нисходящие потоки соседних циркуляционных ячеек сливаются по центру модели.

В противном случае барботажные столбы сливаются и образуют единый восходящий поток по центру модели, и тогда нисходящие потоки располагаются в пристеночной области (рис. 2б).

В ряде случаев может наблюдаться переходной режим, в котором слияние барботажных столбов в объеме ванны не наблюдается и лишь в приповерхностном слое в результате дробления крупных пузырей происходит

частичное смыкание барботажных столбов (рис 2в).

В ходе исследования был проведен анализ факторов, влияющих на условия слияния барботажных столбов. В качестве характерного размера была взята половина ширины ванны (1) и в качестве параметра струи – комплекс $(i/\rho_{ж}g)^{1/3}$ (i — импульс струи, Н; $\rho_{ж}$ — плотность жидкости, кг/м³; g — ускорение свободного падения, м/с²).

Отношение этих величин дает комплекс $(\frac{\rho_{ж}g l^3}{i})$, которым можно характеризовать гидродинамическую обстановку в барботируемой ванне.

По кинограммам было установлено, что при значении комплекса происходит слияние барботажных столбов с образованием единого восходящего потока.

В интервале значений соотношения $(\frac{\rho_{ж}g l^3}{i}) = 400 - 700$ наблюдается переходной режим, и при значениях комплекса в ванне формируются устойчивые индивидуальные барботажные столбы.

Также необходимо отметить, что на слияние барботажных столбов оказывает влияние высота уровня жидкости над соплами, с ее ростом наблюдается некоторое смещение гидродинамического режима с устойчивыми индивидуальными барботажными столбами в переходную область. Это связано с тем, что с ростом длины свободного пробега пузырей в жидкости возрастает время их всплывания и, соответственно, крупные пузыри успевают раздробиться в приповерхностном слое жидкости, и вследствие этого происходит частичное смыкание барботажных столбов.

Таким образом, при выборе режима продувки на промышленных агрегатах необходимо исходить из конкретных условий процесса и требований к нему. Например, в процессе Romelt подача шихтовых материалов производится непосредственно на поверхность шлаковой барботируемой ванны и, в случае слияния барботажных столбов, происходит «запирание» подфурменных слоев шлака с образованием застойных зон, что негативно сказывается на производительности агрегата.

Выводы

В работе проведено холодное моделирование продувки жидкой ванны через парно расположенные друг напротив друга заглубленные сопла. Уста-

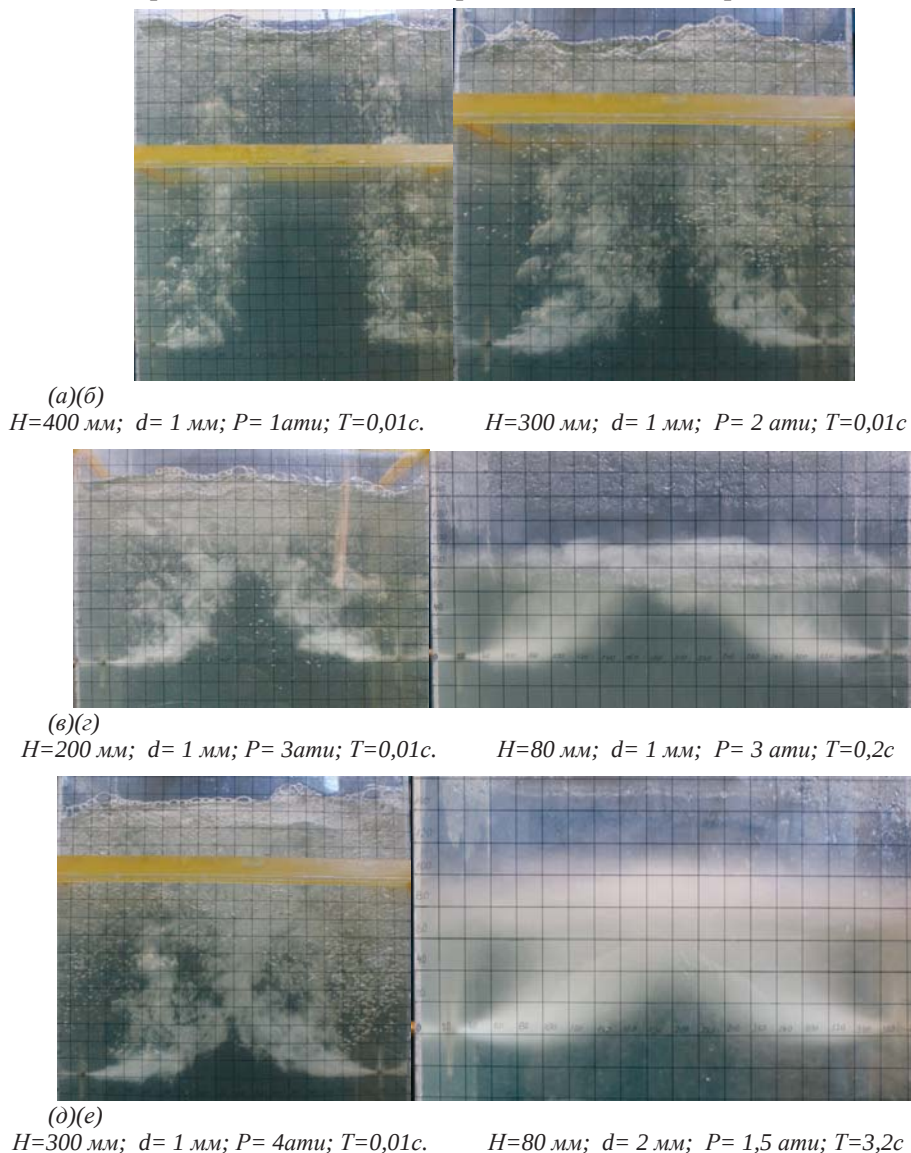


Рис. 1. Развитие газовой струи при боковой продувке через парно расположенные друг напротив друга заглубленные сопла: d — диаметр сопла; P — избыточное давление дутья; H — высота столба жидкости над соплом; T — время экспозиции камеры

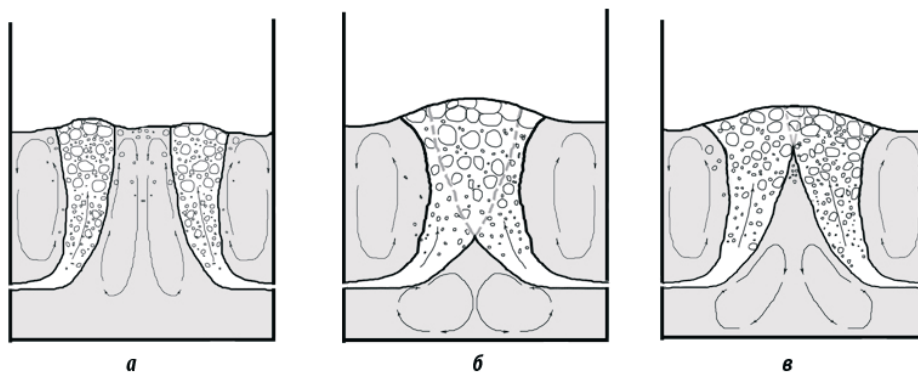


Рис. 2. Схемы гидродинамических режимов продувки ванны боковыми соосными соплами

новлено, что на слияние барботажных столбов влияют размеры агрегата и безразмерная длина струи (представленная комплексом $\left(\frac{i}{\rho \cdot g}\right)^{1/3}$). Определены граничные режимы параметров продувки, предотвращающие слияние барботажных столбов.

Библиографический список

1. Процесс РОМЕЛТ / Под ред. В.А. Роменца - М.: Издательский дом «Руда и металлы», 2005. – 400 с.
2. Davis M.P., Dry R.J., Schwarz M.P. The role of CFD modeling in development of the Hismelt Process. – ISSTech 2003 Conference Proceedings, P. 201–214.
3. Практика физического моделирования на металлургическом заводе // Гречко А.В., Нестеренко Р.Д., Кудинов Ю.А. – М.: Металлургия, 1976. – 224 с.
4. Изучение процесса истечения в жидкость газового потока из заглублённого сопла / И.П. Гинзбург, В.А. Сурин, А.А. Багаутдинов и др. // ИФЖ. – Т. 33. – 1977. – № 2. – С. 213–223.
5. Марков Б.Л. Методы продувки мартеновской ванны. - М.: Металлургия, 1975. – 280 с.
6. Фролов В.А. Глубина проникновения газовой струи в жидкость при горизонтальном вдувании газа // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1967. - № 3. - С. 37-40.
7. Взаимодействие газовых струй с расплавами / В.А. Спесивцев, В.В. Мечев, А.В. Ванюков // Цветные металлы. - 1973. - № 7. - С. 16 -18.



УДК 669 18:519.564

Голуб И.В. /к.т.н./
НМетАУ**Васильев Д.П.**

ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»

Совершенствование процессов внепечной обработки

С использованием математической модели дегазации стали при внепечной обработке выполнено физико-химическое обоснование возможности замены аргона азотом при продувке металла в печи ковше и при вакуумировании. Ил. 3. Библиогр.: 2 назв.

Ключевые слова: ковш-печь, азот, аргон, кислород, водород, внепечная обработка

Using the mathematic model of steel degassing at ladle treatment the physic-chemical ground of possibility of argon replacement by nitrogen at the metal blowing at vacuum treatment and stirring in ladle furnace.

Внепечная обработка стали в последнее десятилетие занимает особое место при производстве металла – от момента выпуска до момента затвердевания. Это обусловлено повышенными требованиями к свойствам стали и ее качеству. В зависимости от требований к качеству стали задачами внепечной обработки являются десульфурация, раскисление, легирование, доведение до рекомендованной температуры разливки, снижение содержания растворенных газов (водород, азот), обезуглероживание, повышение чистоты металла, дефосфорация, разделение металлических и шлаковых фаз. Схема основных методов внепечной обработки делится на две основные группы:

- методы, проводимые при атмосферном давлении;
- методы, протекающие под давлением.

Основным агрегатом между сталеплавильной печью и цехом непрерывной разливки стали является установка ковш-печь. С помощью этой установки решаются вопросы перемешивания, усреднения состава, частичной дегазации, удаления включений, тонкое регулирование температуры перед непрерывной разливкой. Перенос части металлургических операций в ковш-печь позволяет повысить производительность основного плавильного агрегата, уменьшить температуру выпуска металла и повысить качество продукции.

Продувка стали в ковшах инертными или нейтральными газами стала обязательным элементом технологии выплавки стали. Дегазация при продувке инертными газами основывается на разнице парциального давления водорода, азота и оксида углерода в образующемся пузыре инертного газа и в растворенных газах в металле.

В металлургически развитых странах 95 % всей выплавляемой стали обрабатывается аргоном. При этом общие затраты на продувку металла при внепечной обработке 1 т стали составляют 0,2-0,3 долл. США при стоимости металла в слитках 200-500 долл. США за тонну [1].

Для металлургических предприятий актуальной задачей является разработка технологии ковшевой обработки металла с применением продувочных инертных газовых смесей, позволяющих снизить себестоимость

© Голуб И.В., Васильев Д.П., 2012 г.

металла. Использование смеси с повышенным содержанием азота позволит удешевить ковшевую обработку сталей рядового сортамента, низкоуглеродистых и сталей с повышенным содержанием азота.

В большинстве случаев азот оказывает отрицательное влияние на свойства стали. При растворении азота в расплавах железа сталь становится склонной к старению, т.е. снижение пластических свойств со времени: особенно это проявляется в сталях, работающих при повышенных температурах. Однако, существует целый класс сталей, в которых азот выступает легирующим элементом (аустенитные, нержавеющие стали и т.д.). Все же многие исследователи и металлурги считают недопустимым увеличения концентрации азота при производстве широкого класса сталей. В некоторых литературных источниках [2] имеются данные о продувке низкоуглеродистого металла азотом при ковшевой обработке.

Подробное рассмотрение термодинамических и кинетических особенностей растворения азота в металле позволили выяснить гидродинамические, тепло- и массообменные процессы поведения газов при продувке инертными газами в ковше и при вакуумировании. Разработав математическую модель удаления растворенных газов из металла при внепечной обработке, возможно проанализировать поведение газов в металле и подобрать продувочную смесь газов, содержащую азот для продувки различных марок стали.

В созданную комплексную математическую модель вошли уравнения удаления растворенного кислорода, водорода и азота – за счет выделения его в виде молекул, образующих пузырьки газа. Концентрации азота, водорода и кислорода, равновесные с парциальным давлением N_2 , H_2 и CO в пузыре, рассчитывались на основе выражений $[N]_r = K_N \sqrt{P_{N_2}}$, $[H]_r = K_H \sqrt{P_{H_2}}$, $[O]_r = P_{CO} / ([C]K_C)$, где K_N , K_H и K_C – константы равновесия реакций растворения азота, водорода и окисления углерода. Характер процессов массообмена между растворенными в металле газами ($[H]$, $[N]$, $[O]$) и пузырями барботирующих газов определялся ходом системы к равновесию. Процесс массоотдачи газа, растворенного в металле, с пузырем описывался выражением

$$m_r = \int_0^t (b_r([G] - [G]_r) \cdot S_r \cdot d\tau, \quad (1)$$

где b_r – коэффициент массоотдачи между металлом и пузырем; $[G]$ и $[G]_r$ – концентрация газа в металле и равновесная с пузырем; S – площадь поверхности раздела газ-металл; t – время всплывания пузыря. Равновесие связано с растворимостью газов при определенном парциальном давлении этого газа в пузырях.

При расчетах равновесия в системе металл – пузыри парциальные давления реагирующих газов в пузыре при наличии нескольких газов $[G_1]$, $[G_2]$, ... $[G_i]$ парциальное давление каждого газа рассчитывалось по выражению

$$P_i = \frac{(m_i/M_i)P}{(m_1/M_1 + m_2/M_2 + \dots + m_i/M_i)}, \quad (2)$$

где m_1 , m_2 , ... m_i – массы газов в газовой смеси; M_1 , M_2 , ... M_i – молекулярные массы этих газов; P – общее давление, под которым находится газовая смесь.

При моделировании установлено, что замена аргона в продувочном газе азотом не влияет на поведение CO и водорода в пузырях этого газа. Содержание CO и водорода в пузырях продувочного газа не зависит от соотношения в нем аргона и азота. Доля азота, поступающего из продувочного газа в металл, при замене части аргона на азот возрастает, но переход азота из металла в пузыри CO и через поверхность остается достаточным, чтобы обеспечить общее понижение концентрации азота в металле (рис. 1). Для этого необходимо иметь низкое остаточное давление над металлом и соответствующие требования по содержанию азота в выплавляемом металле.

Оптимальное соотношение азота и аргона в продувочной смеси при производстве сталей рядового сортамента находится в соотношении 1,3. При внедрении предложенного способа использования в качестве инертного газа для продувки металла следует учитывать выбор марок стали по отношению влияния азота на качество металла, связанное с появлением дополнительного количества нитридов и сложностью получения качественной заготовки.

Установлено, что при вакуумной обработке стали оптимальное соотношение азота и аргона в продувочной смеси находится в соотношении 1,2. При замене аргона азотом (рис. 2 и 3) содержание аргона и азота в смеси в сумме близко к мольной доле, равной единице. С приближением пузырей к поверхности металла их содержание возрастает в связи с увеличением времени диффузии и снижением общего давления. Содержание водорода в пузырях продувочного газа практически не зависит от его состава. С увеличением времени продувки со-

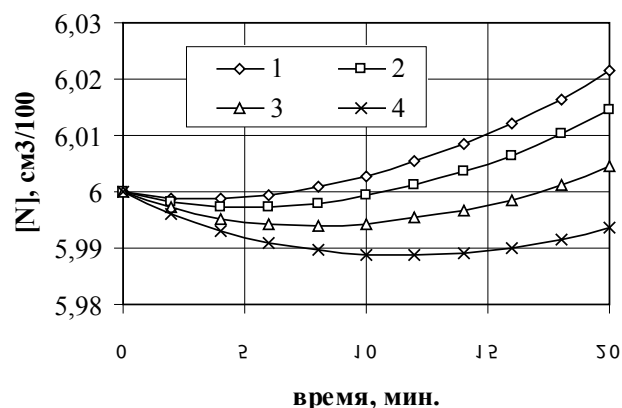


Рис. 1. Изменение концентрации азота в металле при различных соотношениях аргона и азота в продувочной смеси: 1 – аргона 0, азота 0,1; 2 – аргона 0,2, азота 0,2; 3 – аргона 0,25, азота 0,15; 4 – аргона 0,3, азота 0,1 м³/мин

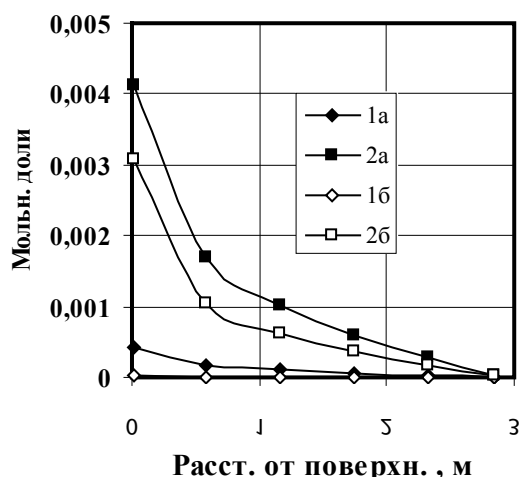


Рис. 2. Содержание газов в пузырьке $\text{Ar}+\text{N}_2$: 1 – CO, 2 – H_2 ; а – через 2 мин, б – через 18 мин после вакуумирования (расходы аргона – 0,2 м³/мин, азота – 0,2 м³/мин)

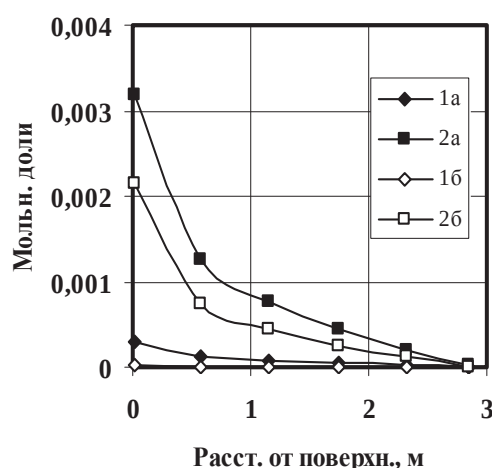


Рис. 3. Содержание газов в пузырьке N_2 : 1 – CO, 2 – H_2 ; а – через 2 мин, б – через 18 мин после начала процесса (расходы аргона – 0, азота – 0,4 м³/мин)

содержание водорода и CO в пузырьках снижается, при этом содержание CO близко к нулю.

Таким образом, при замене аргона в продувочном газе азотом поведение CO и водорода в пузырьках при вакуумной обработке металла практически остается одинаковым. Основу продуктов реакции обезуглероживания составляет CO.

По мере удаления кислорода из металла содержание CO в пузырьках продувочного газа падает, а за счет этого возрастает содержание водорода и азота. Содержание CO и водорода в пузырьках продувочного газа не зависит от соотношения в нем аргона и азота при вакуумной обработке. Оптимальное соотношение продувочной смеси можно менять в зависимости от выплавляемой марки стали.

Библиографический список

- Ефименко Г.Г., Нецадим В.Н., Цымбал М.И. и др. Анализ развития и технико-экономические проблемы прогресса производства стали в мире. – Днепропетровск: ДМетИ, 1993. – 227 с.
- Величко А.Г. Теория и практика внепечной обработки металла. Учебн. Пособие. – Днепропетровск: НМетАУ, 1998. – 103 с.



УДК 669.162.212: 621.746.32

Бойченко С.Б.

Днепропетровский опытно-инструментальный завод

Пройдак Ю.С. /д.т.н./, Стоянов А.Н. /к.т.н./

НМетАУ

Изменение содержания водорода при непрерывной разливке высокопрочных сталей, выплавленных в дуговой электропечи

Изучено изменение от плавки к плавке концентрации водорода в флокеночувствительных сталях, выплавленных в дуговой электропечи, при их разливке на МНЛЗ непрерывными сериями. Предложены меры по снижению пораженности сталей водородом. Ил. 4. Табл. 1. Библиогр.: 9 назв.

Ключевые слова: дуговая электропечь, водород, флокеночувствительные стали, промежуточный ковш, непрерывная разливка

A change is studied from melting to melting of concentration of hydrogen in flokensensitive steel made by Electric Ark Furnace at their teem on the CCM (machines of the continuous casting) by continuous series. Measures were offered on the decline of staggered steel by hydrogen.

Постановка проблемы

Водород может проникать в жидкую и твердую сталь на различных производственных этапах, например, в течение плавки, внепечной обработки, разливки и кристаллизации, травления и отжига [1], потому что его молекула диссоциирует на поверхности и водород, как атомное ядро (протон) растворяется в металле, а вследствие малого радиуса обладает исключительно высоким коэффициентом диффузии (таблица). Водород считается одним из крайне нежелательных среди присутствующих в стали элементов, так как в отличие от азота и кислорода он практически не может [3] перейти в соединения – образовать нитриды или оксиды.

© Бойченко С.Б., Пройдак Ю.С., Стоянов А.Н., 2012 г.

Авторы работ [1-4] завершают обзор накопленных мировой практикой сведений обобщением, суть которого вкратце сводится к следующему. Водород вызывает в стали напряжения. В результате уже во время проникновения водорода возможна пластическая деформация и берет свое начало докритический рост трещин. У высокопрочных водородсодержащих сталей нагрузки, величина которых намного ниже границы растяжения, уже способны вызвать разлом при малой деформации. При этом разлом может произойти спустя часы или дни после приложения нагрузки. Высокие содержания водорода приводят к вызванному им охрупчиванию, причем трещины, поры, волосовины, раковины и другие макро- и микроскопические несовершенства структуры не исключены на границах единичных зерен прежде всего у высокопрочных сталей.

Таким образом, предотвращение попадания водорода в жидкую и твердую сталь при высоких температурах и принятие мер по его удалению являются актуальной проблемой для качественной металлургии.

Анализ достижений и публикаций

Анализ работ [1-9] и др. показывает, что для описания феномена «Водород в стали» существует множество моделей, которые частично противоречат друг другу и подогнаны под картину обнаруженного дефекта. В проблематике водорода термодинамические закономерности второстепенны, поскольку они основываются на состоянии равновесия. Кинетические и балансовые зависимости играют решающую роль, но они должны быть экспериментально определены, поскольку теоретические расчеты в большинстве случаев невозможны.

Процессы в промежуточном ковше МНЛЗ в значительной степени определяют качество стальной заготовки, поскольку непосредственно предшествуют ее кристаллизации.

На регламентацию концентраций водорода в стали при непрерывной разливке, определение технологических взаимосвязей в процессе ее пребывания в промежуточном ковше и направлена настоящая работа.

Изложение основных материалов

В цехе, оборудованном 1 дуговой электрической печью емкостью 130 т, ковшопечью, камерным вакууматором и семиручьевой МНЛЗ, вынуждены переводить в металлолом (деклассировать) заметные массы высокопрочной стали из-за пораженности флокенами готовой прокатной металлопродукции сечением до 100 мм. Ультразвуковому контролю подвергают мерные изделия перед отправкой заказчику. Таким образом, обнаружение дефекта в какой-то, даже небольшой части приводит к отбраковке всего изделия и возврату в сталеплавильный цех в качестве металлолома, поскольку продукция немерной длины не может быть продана.

На рис. 1 приведена такая отбраковка высокопрочной стали марки 35ГС. Брак вследствие обнаружения флокенов в готовой продукции на первых плавках разливаемых серий «плавка на плавку» колеблется от 6 до максимальной величины 15 %. Это потребовало проведения описанных ниже исследований.

Для выяснения влияния неметаллических включений на пораженность ста-

Таблица. Коэффициенты диффузии D некоторых элементов в жидком железе и его сплавах с углеродом [2]

Диффундирующий элемент	Среда	$t, ^\circ\text{C}$	$D, \text{cm}^2/\text{c}$
N	$\text{Fe}_{\text{жидк.}}$	1600	$3,77 \cdot 10^{-5}$
C	$\text{Fe}_{\text{жидк.}}$	1600	$3,20 \cdot 10^{-5}$
C	$\text{Fe} + 0,03 \% \text{C}$	1590	$7,20 \cdot 10^{-5}$
S	$\text{Fe}_{\text{нас.}}$	1570	$3,8 \cdot 10^{-5}$
B	$\text{Fe}_{\text{жидк.}}$	1600	$5,0 \cdot 10^{-6}$
O	$\text{Fe}_{\text{жидк.}}$	1600	$0,9 \cdot 10^{-9}$
H	$\text{Fe}_{\text{жидк.}}$	1600	$(8-9) \cdot 10^{-3}$

* Насыщение углеродом

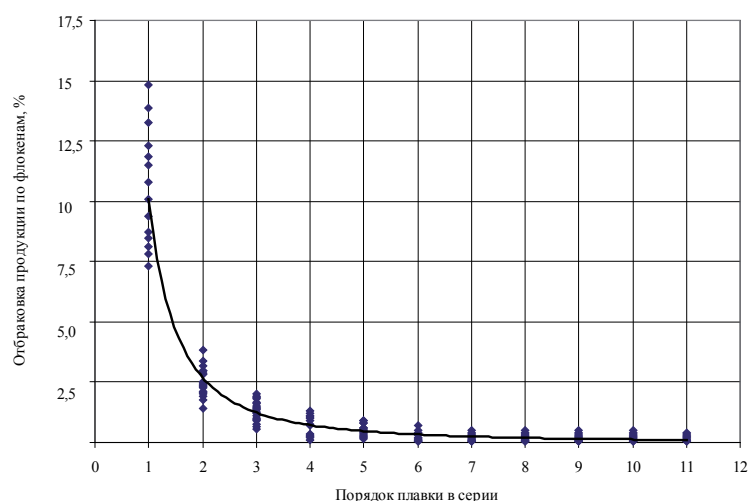


Рис. 1. Влияние порядка плавки в серии на брак по УЗИ в стали 35ГС

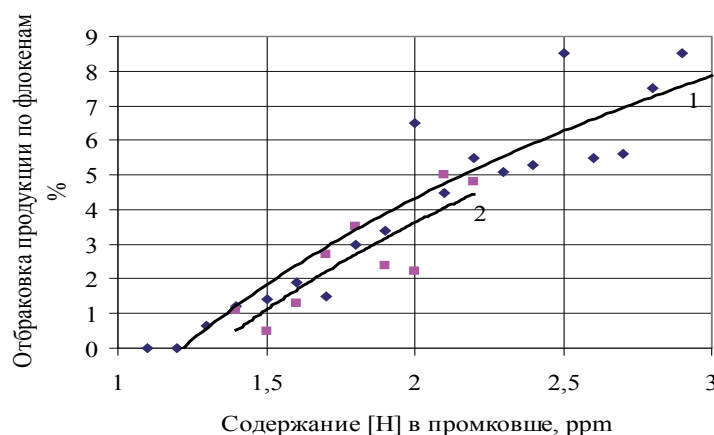


Рис. 2. Зависимость пораженности флокенами стали первой плавки от [H] при пребывании металла в промковше: 1 - сталь 35ГС; 2 - другие марки стали

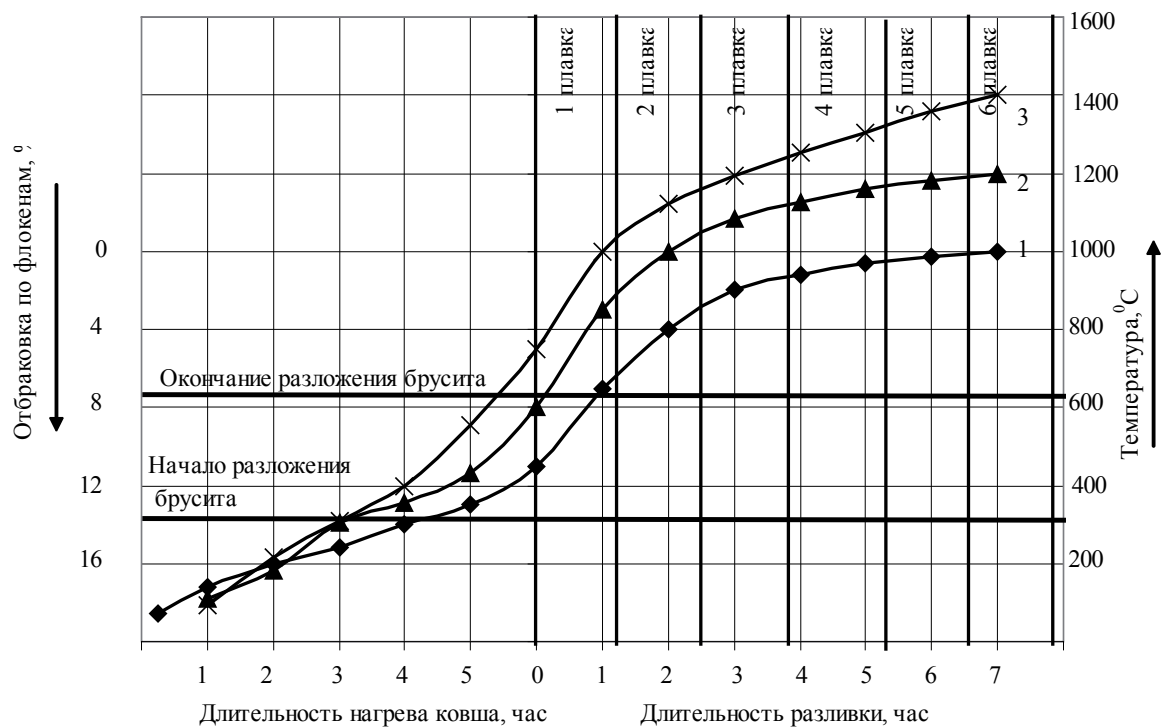


Рис. 3. Изменение температуры дна промковша под слоем торкретмассы при его нагреве и разливке стали

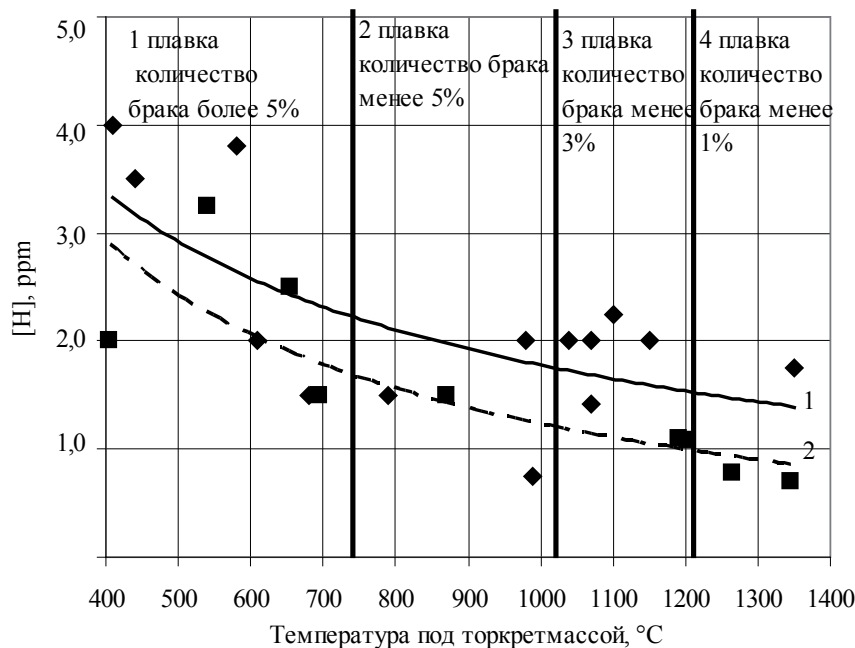


Рис. 4. Влияние повышения температуры дна промковша на содержание водорода в стали 35ГС и 20ГС и количество брака по флокенам: 1 – толщина футеровки промковша 45 мм; 2 – толщина футеровки промковша 35 мм

вании постепенно снижается до 1,0 ppm, однако возрастает до 4,0 ppm в промежуточном ковше на первых плавках разливаемых серий и несколько менее – до уровня 0,8-2,0 ppm на плавках последующих. Таким образом, «виновниками» возрастания [H] прежде всего на первой плавке в серии и связанной с этим отбраковки по флокенам (рис. 2) являются условия пребывания стали в промковше. Этим условиям надо уделять серьезной внимание.

В настоящей статье даны результаты повышения температуры дна промковша для более полного удаления парообразной и кристаллической влаги из торкретмассы, нанесенной на его дно и стенки при ремонтах после каждой серии плавков.

Как видно на рис. 2, существующее в цехе обязательное правило иметь содержание водорода в стали при разливке < 2,5 ppm необходимо, как видно на рис. 3, пересмотреть в сторону снижения до ≤ 2,0 ppm.

На рис. 3 представлены изменения температуры дна промковша под слоем торкретмассы толщиной

ли флокенами проведены металлографические исследования образцов прокатной продукции из 1-й плавки серии с 15% отбраковки.

На 12 образцах продукции, полученной из стали первой, второй и последней третьей объема сталеразливочного ковша флокены обнаружены изолированными от неметаллических включений и вне всякой связи с месторасположением последних.

В наиболее подверженной флокенам стали марки 35ГС влияние изменения содержания марганца, серы, алюминия, ванадия и соотношения [Mn]/[S] (в интервале их допустимых для данной марки концентраций) на уровень брака не выявлено.

Проследили за поэтапным изменением содержания водорода в жидкой стали марок 35ГС, 20ГС, 09Г2С. При исходном [H] = 5,0 ppm перед дегазацией его концентрация при вакуумиро-

45 мм при его нагреве и разливке первых 6 плавов в серии «плавка на плавку». Кривые 1, 2, 3 последовательно относятся к разливке стали марки 35 ГС с температурой дна в начале литья соответственно 450 °С (отбраковка на 1-й плавке составила 11,3 %), 600 °С (отбраковка 8,0 %) и 750 °С (отбраковка <5 %). Четко обнаруживается тесная связь между температурой дна ковша и массой стали, пораженной флокенами. Последняя имеет максимальные величины при температурах ниже 650 °С, поскольку еще не были достигнуты точки разложения брусита $Mg(OH)_2$, являющегося составляющей торкретмасс.

Плавки сталей 35ГС, 20ГС с температурами дна промковша 400-750 °С отличаются увеличенным содержанием водорода - $[H] = 4,0 \text{ ppm}$ (рис. 4), и пораженность продукции флокенами у стали 35ГС достигает 8,0 %. Но у последующих плавов серии вследствие повышения температуры дна до 800-1400 °С к моменту измерения содержания водорода $[H]$ опускается до $\leq 2,0 \text{ ppm}$, и возврат готовой продукции стремительно снижается.

При высоких температурах дна промковша уровень повышения содержания водорода в стали после завершения камерного вакуумирования к началу разливки также снижается. У первых плавов этот уровень составляет 0,4-1,8 ppm при разливке и температуре дна промковша 400-750 °С, а у последующих плавов с температурой дна 750-1400 °С – 0,3-0,7 ppm.

Другими словами, можно считать доказанным, что отбраковка по флокенам металлопродукции из первых плавов серий «плавка на плавку» является следствием значимого водородосодержания футеровки промковша после ремонта его перед новой серией.

Источниками газообразной влаги и других соединений водорода являются, очевидно, продукты горения коксового газа при нагреве ковша и брусит $Mg(OH)_2$, входящий в состав торкретмасс. Поэтому оправданным является нагрев промковша перед разливкой стали до температуры его дна более 650 °С.

Авторами обнаружено, что при малом диаметре готовой продукции (менее 50 мм), выдержке непрерывно-литых заготовок в печах на протяжении 20-40 ч водород десорбирует и таким образом не приводит к образованию флокенов у стали первых плавов. Такие заготовки изготавливают из стали марки 20ГС. Поэтому планируется в отдельных случаях разливать первую плавку марки 20ГС, а последующие в этой серии – 35ГС, для чего отрегулировать условия работы прокатного стана из-за некоторого смешения сортов.

Выводы

- 1) Флокеночувствительные стали целесообразно разливать на МНЛЗ при температурах футеровки промежуточного ковша, превышающих температуру удаления из нее как парообразной, так и кристаллической влаги.
- 2) Содержание водорода в флокеночувствительных сталях при непрерывной разливке не должно превышать 2 ppm.

Библиографический список

1. Галактионова Н.А. Водород в металлах. – М.: Металлургиздат, 1959. – 256 с.
2. Явойский В.И., Кряковский Ю.В., Григорьев В.П., Нечкин Ю.М., Кравченко В.Ф., Бородкин Д.И. Металлургия стали. – М.: Металлургия, 1983. – 584 с.
3. Nagumo H. Function of Hydrogen in Embrittlement of High-strength steels // ISU International. – Vd. 41. – 2001. – P. 577-583.
4. Чучмарев С.К., Старчак В.Г., Барт Л.Г. Влияние неметаллических включений на окклюзию водорода сталью в напряженном содержании // Известия АН СССР. Металлы. – 1972. – № 1. – С. 42-44.
5. Мельник С.Г., Быков Е.И. Поведение водорода при производстве низколегированной штрипсовой стали: термодинамический анализ // Журнал «Альтернативная энергетика и экология». – 2004. – № 11. – С. 24-26.
6. Гельд П.В., Рябов Р.А. Водород в металлах и сплавах. – М.: Металлургия, 1974. – 272 с.
7. Гельд П.В., Рябов Р.А., Мохрачева Л.П. Водород и физические свойства металлов и сплавов. – М.: Наука, 1985. – 231 с.
8. Huemer K., Hollerer E., Klösch G. Vacuum treatment in a tank degasser. Operational and metallurgical results // Proceedings 6th Oxygen Steelmaking Conference. – Stockholm. – 2011. – Programme № 3-02 (7 pages).
9. Shin-ya Kitamura. Development on the Japanese steel refining technology in these 15 years // Proceedings 6th European Oxygen Steelmaking Conference. – Stockholm. – 2011. – Programme № JS-3 (12 pages).



Полиреагентное рафинирование стали с применением активных шлаковых расплавов

На примере производства стали для труб большого диаметра магистральных газопроводов выполнена оценка технологической эффективности ковшевого полиреагентного рафинирования стали с применением активных шлаковых смесей. Определены значения сульфидной емкости шлака C_s с привлечением концепции оптической основности шлака Даффи–Ингрема. Применение для рафинирования стали активных шлаковых расплавов обеспечивает повышение степени десульфурации стали до 75 % и фактического коэффициента распределения серы между шлаковой и металлической фазами в 1,2–1,5 раза. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: технология, сталь, ковшевая обработка, рафинировочный шлак, полиреагентное рафинирование, сульфидная емкость, десульфурация стали

There was made an estimation of tube steel for gas main pipelines refining with active slags in ladle using their sulfide capacity on base of optical basicity into consideration the Duffy – Ingram conception. The results of theoretical and experimental researches of treatment steel with active slags in ladle show increasing of ratio of steel desulphuration rises to 75 % and coefficient of sulphur distribution between slag and metal L_s increases in 1,2 – 1,5 times too.

В связи с повышением требований к качеству металлопродукции увеличивается потребность в стали с пониженным содержанием серы. Поэтому при разработке технологии получения качественной конкурентоспособной стали необходимо применять технологические варианты эффективной десульфурации стали. Максимальное термодинамически обусловленное удаление серы из жидкой стали возможно в восстановительных или нейтральных условиях, которые легче создать в сталеразливочном ковше.

Эффективность десульфурации стали зависит от многих факторов: свойств металла – его окисленности, определяемой степенью раскисления, содержаниями углерода, алюминия, марганца, кремния и других элементов, температуры, вязкостных и других структурно-чувствительных характеристик, а также от физико-химических свойств шлака – основности, химического состава, вязкостных и плавкостных свойств, температуры и других параметров. Поэтому при полиреагентном рафинировании стали применяют технологические приёмы внепечного воздействия на металл с целью улучшения его качества: обработку продувкой инертными газами, вакуумирование, модифицирование неметаллических включений сплавами щелочно-земельных металлов продувкой порошкообразными реагентами или введением их в виде порошковой проволоки, обработку жидкими синтетическими шлаками. Однако, в ряде случаев применения указанных технологий недостаточно для достижения требуемых свойств металлопродукции. Поэтому при производстве качественных сталей полиреагентное их рафинирование желательно дополнить обработкой гомогенными активными шлаками на основе CaO, которые могут быть сформированы в сталеразливочном ковше во время выпуска металла из сталеплавильного агрегата [1].

Вместе с тем, процессы рафинирования стали шлаками, в том числе десульфурация, используются недостаточно эффективно, что связано со сложностью проведения высокотемпературного эксперимента в условиях многофакторного сталеплавильного процесса. В этих условиях для прогнозирования физико-химических свойств расплавов и, в частности, для определения эффективности рафинирования можно использовать расчетные величины, основанные на закономерностях поведения элементов в рассматриваемых условиях и результатах определения химического состава фаз. К таким характеристикам относятся сульфидная емкость рафинировочного шлака C_s , коэффициент распределения серы между фазами L_s и степень десульфурации металла η_s .

При полиреагентном рафинировании металла активными шлаковыми расплавами сульфидная емкость шлака C_s является характеристикой однофазной системы – шлаковой, степень десульфурации металла η_s также характеризует одну фазу – металлический расплав, коэффициент распределения серы L_s отражает результаты рафинирования в гетерофазной системе шлак/металл.

При рафинировании штрипсовой стали для магистральных газопроводов большого диаметра, выплавленной в 350-т конвертерах из десульфурированного чугуна и металлического лома с последующей полиреагентной внепечной обработкой и разливкой на МНЛЗ, осуществляли обработку металла в сталеразливочном ковше твердой шлакообразующей смесью (ТШС) извести и плавикового шпата ($\text{CaO}+\text{CaF}_2$) с целью формирования активного рафинировочного шлака. Полиреагентное рафинирование металла с применением активных

рафинировочных шлаковых смесей обеспечило достижение стабильного уровня концентрации серы в стали н.б. 0,006 %.

Сульфидная емкость активного рафинировочного шлака C_s при этом определяли с использованием концепции оптической основности шлаковых расплавов Даффи и Ингрэма [2] по уравнению

$$\lg C_s = \frac{22690 - 54640 \cdot \Lambda}{T} + 43,6\Lambda - 25,2, \quad (1)$$

в котором Λ является оптической основностью оксидного сталеплавильного шлака и может быть определена по выражению

$$\Lambda = \sum (X_i \cdot \Lambda_i), \quad (2)$$

где X_i – эквивалентная катионная доля; Λ_i – оптическая основность i -го оксида (i – CaO, FeO, SiO₂ и др.).

Эквивалентную катионную долю оксидов X_i рассчитывали по химическому составу шлака с учётом мольных долей компонентов шлака и количества атомов кислорода в каждом оксиде. Значения Λ_i для компонентов металлургических шлаков определены и имеются в литературе.

При производстве штрипсовой стали для труб большого диаметра магистральных газопроводов с полиреагентным рафинированием и применением активных шлаковых смесей на основе ТШС получили увеличение оптической основности Λ и сульфидной емкости шлака C_s с возрастанием концентрации CaO в шлаке, что согласуется с известными представлениями о влиянии присадок извести на рафинирующие свойства шлака. Значения C_s для рассматриваемых условий находились в пределах $0,08 \cdot 10^{-2} - 2,02 \cdot 10^{-2}$.

Фактический коэффициент распределения серы между шлаковой и металлической фазами рассчитывали по данным химического анализа шлака при производстве штрипсовой стали по формуле

$$L_s = (S) / [S], \quad (3)$$

где (S) – содержание серы в шлаке, %; $[S]$ – содержание серы в металле, %.

Анализ результатов обработки стали активным рафинировочным шлаком, сформированным на основе ТШС (CaO+CaF₂), показывает, что с изменением химического состава шлака в направлении увеличения его сульфидной ёмкости C_s возрастает и фактический коэффициент распределения серы между шлаковой и металлической фазами L_s . Для рассматриваемых условий он увеличивается в среднем в 1,2-1,5 раза. Степень десульфурации стали при полиреагентном рафинировании, включающем обработку жидкой стали активным шлаковым расплавом, достигает 75 %.

Процессы рафинирования стали активными шлаковыми расплавами относятся к ресурсосберегающим технологиям, так как позволяют влиять на химический состав конечного конвертерного шлака, что, в свою очередь, способствует повторному использованию шлаков [3, 4] в металлургии, снижая их запасы в отвалах и экологическую опасность.

Выводы

Выполнен анализ технологии полиреагентного ковшевого рафинирования металла с обработкой его активными шлаковыми расплавами, позволяющей получать сталь различного назначения, конкурентоспособную на мировых рынках металлопродукции. На примере производства штрипсовой стали для труб большого диаметра показана эффективность десульфурации при полиреагентном рафинировании с применением активных шлаковых расплавов. Определены параметры, характеризующие эффективность рафинирования стали в рассмотренных условиях. Фактический коэффициент распределения серы между шлаковой и металлической фазами L_s при этом увеличивается в среднем в 1,2-1,5 раза, а степень десульфурации стали η_s достигает 75 %.

Библиографический список

1. Найдек В.Л., Курпас В.И., Мельник С.Г. и др. Рециркуляция шлака в технологических процессах производства стали. // Сталь. - 2009. - № 8. – С. 27-31.
2. Sommerville И.Д. Измерение, прогноз и применение ёмкостей металлургических шлаков // Тр. конф. «Инжекционная металлургия' 86»: Пер. с англ. - М.: Металлургия, 1990. - С. 107-120.
3. Мельник С.Г. Комплексная внепечная десульфурация углеродистой конвертерной стали жидким конвертерным шлаком и твёрдой шлакообразующей смесью // Металл и литьё Украины. - 1998. - № 7 - 8. - С. 18-21.
4. Ли Т.С., Чой И.С., Сон В.Е. Технология утилизации ковшевого шлака // Черные металлы. – 2004. - Май. - С. 28-33.



Исследование кинетики растворения и удаления водорода из Fe-C расплавов

В статье выполнен анализ кинетики растворения водорода в железоуглеродистых расплавах, представлены данные о различных режимах его удаления из металла. Рассмотрены вопросы адсорбции водорода на поверхности контакта расплава с газовой фазой и десорбция его молекул с поверхности металла. Ил. 3. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: водород, адсорбция, десорбция, инертный газ, железоуглеродистый расплав

В настоящее время во всех технически развитых странах наиболее ответственная, легированная сталь перед разливкой подвергается вакуумированию и обработке инертными газами. Широко применяются также различные микролегирующие и модифицирующие элементы, ослабляющие или даже устраняющие вредное влияние газов на готовый металл. Широкое развитие получили специальные методы термической обработки стали, обеспечивающие ее дегазацию, или, по крайней мере, устранение таких пороков, как «флокены». Все это создало условия для обеспечения в заводской практике той или иной, необходимой для данной марки стали, степени ее дегазации и остаточных концентраций [H].

Исследованиям взаимодействия водорода с расплавленным металлом, влияния водорода на свойства готового металла и методам «борьбы» с водородом, в особенности путём вакуумирования расплавленного металла и извлечения водорода в не содержащую его газовую фазу при термической обработке металла посвящено особенно много работ [1, 2]. Важно также отметить, что в последние годы при неуклонно растущих требованиях к эксплуатационным свойствам всех марок сталей, довольно часто наблюдаются случаи отрицательного влияния водорода на свойства низкоуглеродистой спокойной стали ($[C] = 0,06-0,10 \%$). Он заметно влияет на образование пороков в еще не деформированном металле.

Целью работы явилось исследование кинетики растворения и выделения водорода из железоуглеродистых расплавов.

В практических условиях носителем водорода, определяющим его переход в жидкий металл в процессе плавки, является не молекулярный водород, а водяной пар, содержащийся в газовой фазе по тем или иным причинам. С другой стороны, десорбция водорода из металла в газовую фазу при вакуумировании или при обработке металла инертным газом является более чистым вариантом «распределения водорода» между контактирующими фазами (жидким металлом и газом).

Можно прийти к выводу о том, что процесс десорбции водорода из металла проходит через три последовательных стадий, поддающиеся количественной оценке [3]:

1. Массоперенос водорода внутри металла к его поверхности.
2. Адсорбция атомов водорода на поверхности контакта металла с газовой фазой, молизация атомов водорода и десорбция его молекул с поверхности металла.
3. Массоперенос молекул водорода в газовой фазе.

Исследования проводились с помощью плавки металла во взвешенном состоянии с последующей «закалкой» образца. Каждый образец сначала насыщался водородом: во время предварительной выдержки он омывался газовой смесью $Ar+H_2$. Парциальное давление водорода строго удерживалось на заданном уровне в пределах 0,010-0,013 МПа, температура металла поддерживалась на уровне 1600 (± 20) °С. Экспериментально было установлено, что при этих условиях для достижения полного равновесия распределения водорода между газовой фазой и металлом достаточно выдержки металла в течение ~300 с.

Для исследования кинетики собственно процесса десорбции водорода переключением газовых кранов отключали источник водорода и реакционную трубку продували потоком аргона. При этом строго контролировали температуру металла, время выдержки образца и характеристики потока экстрагирующего газа: скорость, частоту пульсации, суммарное давление и среднюю температуру в реакционной ампуле. Скорость десорбции водорода контролировалась двумя методами:

1. Путем определения остаточного содержания водорода в закаленных образцах. В этом случае применялись все известные и оправдавшие себя методы уменьшения потерь металлом водорода до его поступления в газоанализатор. Многократные опыты показали, что здесь теряется не более 5-6 % от исходного содержания водорода. Содержание водорода в металле определяли на специальной установке (чувствительность 0,01 л/млн., точность определения $\pm 0,1$ л/млн. воспроизводимость опытных данных $\pm 10-15 \%$).

2. Путем непрерывного анализа, выходящего из реакционной ампулы газа с использованием термокондуктометрического датчика, выполненного на базе серийного катарометра Г-43. Одновременно фиксировался и объем отходящего газа. Таким образом, фиксировали общее количество водорода, переходящего в газовую

фазу и скорость его экстрагирования в различные моменты процесса десорбции.

Процесс десорбции водорода из металла встречает общее сопротивление, складывающееся из суммы сопротивлений отдельных его стадий, т.е.

$$1/K_S = 1/K_{\text{ж}} + 1/K_{\text{а.к}} + 1/K_{\text{г}} \quad (1)$$

где K_S – наблюдаемая константа скорости процесса удаления водорода; $K_{\text{ж}}$ – константа скорости массопереноса (водорода) в расплаве; $K_{\text{а.к}}$ – константа скорости адсорбционно-кинетической стадии процесса десорбции; $K_{\text{г}}$ – константа скорости массопереноса в газовой фазе.

Экспериментальные данные, представленные на рис. 1, показывают некоторую зависимость «остаточной» концентрации водорода в металле от температуры при постоянных исходном содержании водорода и всех прочих условиях опыта. Эти данные отвергают предположение о нулевом порядке процесса десорбции водорода, т.к. здесь не соблюдаются необходимые для этого линейная зависимость $[H]$ от t и постоянство V_H при различных значениях t . С другой стороны, если бы удаление водорода определялось его «внутренним массопереносом», то как и для реакций первого порядка, для него было бы справедливо выражение

$$\ln([H]_0/[H]_t) = Kt \quad (2)$$

Для всех исследованных температур: 1560, 1600 и 1650 °C обнаруживается линейная зависимость

$$1/[H]_t = Kt. \quad (3)$$

Эта зависимость следует также из общеизвестной формулы [3], типичной для кинетики реакции второго порядка.

$$1/[H]_t - 1/[H]_0 = Kt \text{ и } d[H]_t/dt = -K[H]t^2, \quad (4)$$

где $[H]_0$ и $[H]_t$ – исходная и соответствующая моменту времени t концентрации водорода в металле; K – константа скорости процесса десорбции (зависящая от температуры).

Во всем исследованном интервале температур (1500–1650 °C) энергия активации процесса десорбции водорода составила 138–170 кДж/моль, т.е. значительно выше, чем это наблюдается для процессов, лимитируемых «внутренним массопереносом».

Скорость адсорбционно-кинетического акта в значительной мере определяется способностью поверхностного слоя металла адсорбировать атомарный водород, находящийся растворенным в металле. На рис. 2 на основании экспериментов показано отрицательное влияние кислорода и серы на скорость десорбции водорода. Объяснением этого отрицательного влияния сильных поверхностно-активных компонентов на скорость десорбции водорода является положение об ограниченном числе в поверхностном слое металла активных центров, обеспечивающих адсорбцию. Когда какая-то часть этих центров оккупирована кислородом или серой, то уменьшает число таких центров доступных для водорода, что аналогично уменьшению поверхности контакта металла и газовой атмосферы и, следовательно, приводит к уменьшению скорости процесса десорбции водорода.

Таким образом, в условиях наших экспериментов адсорбционно-кинетическое звено имеет значительно большую вероятность играть ведущую роль в процессе десорбции водорода, чем внутренний массоперенос. Очевидно это положение применимо не только к таким, исследованным авторами ситуациям, когда имеется высокоразвитая поверхность контакта металл-газ.

Для более полного выявления природы процесса удаления водорода из металла авторы исследовали также и 3-й этап этого процесса, т.е. массоперенос молекулярного водорода в газовой фазе. Было установлено, что скорость обдувающего металл аргона и частота пульсация этого газа оказывает значительное влияние на константу скорости десорбции водорода. Подтверждением этого служит рис. 3, демонстрирующий влияние скорости обтекания металлической капли инертным газом. Такое влияние имеет большое значение, т.к. хорошо известно, что реакции, скорость которых контролируется внешним массопереносом, протекают относительно быстро и состояние, близкое к равновесию, достигается за относительно короткое время.

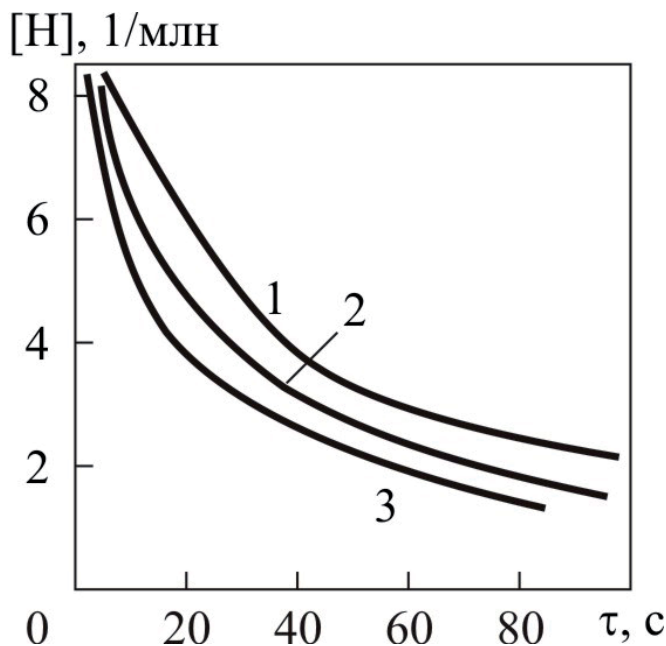


Рис. 1. Кинетические кривые процесса удаления водорода из однограммовых капель расплава Fe-0,43 % C при температурах, °C: 1 - 1560; 2 - 1600; 3 - 1650

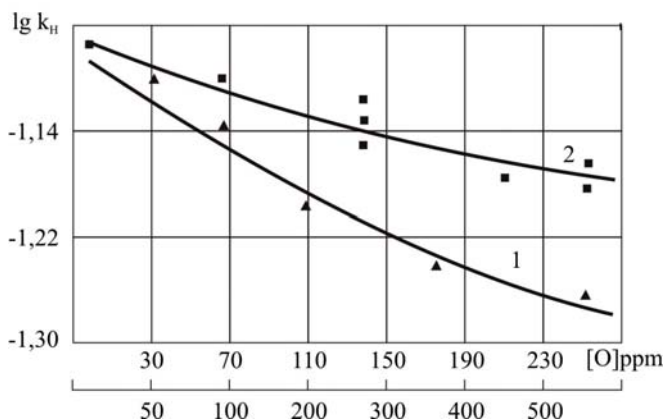


Рис. 2. Зависимость константы скорости процесса удаления водорода из расплавов Fe-0,5 % C от концентрации кислорода (1) и серы (2)

Действительно [4], применение пульсирующего потока аргона для транспортирования металла в восходящем рукаве установки циркуляционного вакуумирования стали, привело к заметному понижению остаточной концентрации водорода в металле по сравнению с использованием обычного потока аргона при том же относительном расходе его.

Выводы

Наряду с существующими способами понижения парциального давления водяных паров в атмосфере подовых сталеплавильных агрегатов, эффективным средством удаления водорода из металла продолжает оставаться барботирование пузырьками инертного газа.

Выполненные исследования подтверждают гипотезу, в соответствии с которой удаление водорода из расплавленного металла может, в зависимости от его концентрации и ряда других условий, проходить в трех различных режимах: адсорбционно-кинетическом, диффузионном и смешанном.

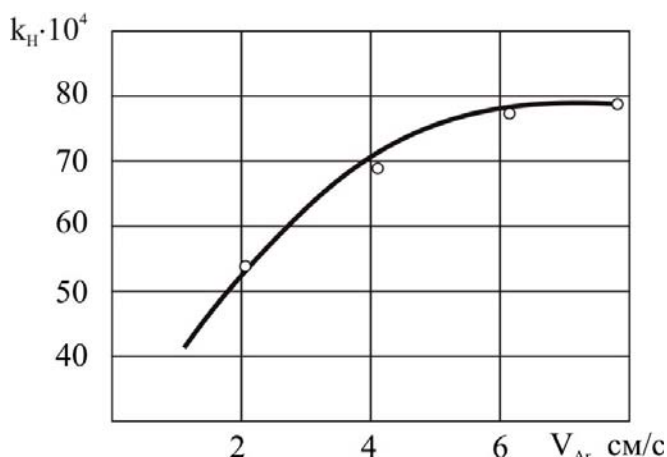


Рис. 3. Зависимость константы скорости процесса удаления водорода от расхода инертного газа

Библиографический список

1. Водород в металлах и сплавах / П.В. Гельд, Р.А. Рябов. – М.: Металлургия, 1970. – 240 с.
2. Поведение водорода в сплавах железа, находящихся в жидком состоянии, а также в процессе их кристаллизации и дальнейшего охлаждения / В.И. Явойский, Л.Б. Костерёв, В.Л. Сафонов и др. // Кинетика и термодинамика взаимодействия газов с жидкими металлами. – М.: Металлургия, 1974. – С. 5-15.
3. Рафинирование стали инертным газом / Под ред. А.Ф. Каблуковского. – М.: Металлургия, 1975. – 230 с.
4. Харлашин П.С., Яценко А.Н., Бакст В.Я. Перемешивание расплава и удаление водорода при продувке металла аргоном в сталеразливочном ковше // Збірник наукових праць ДонНТУ. – 2010. – Вып. 12 (177). – С. 114-119.



УДК 669.18

Охотский В.Б. /д.т.н./

НМетАУ

Эволюция сталеплавильных технологий. Непрерывная разливка

Применительно к условиям ККЦ завода проанализирована работа отечественных и зарубежных МНЛЗ. Ил. 2. Библиогр.: 1 назв.

Ключевые слова: непрерывная, разливка, параметры

Конъюнктура на мировом рынке стали в условиях беспрецедентного скачка ее производства, благодаря усилиям КНР и продолжающейся с 2008 г. кризисной ситуации такова, что переход на непрерывную разливку стали (НРС) для завода является едва ли не единственной возможностью сохраниться в рядах действующих металлургических предприятий. Целесообразно проанализировать возможности завода с этой точки зрения.

Сортамент. В последнее время сортамент ККЦ представлен практически полуспокойной сталью. Непрерывная разливка кипящей стали впервые была произведена на вертикальной МНЛЗ ЭСПЦ в Hucking (Германия), пущенной в 1950 г. и разливавшей в кристаллизатор с возвратно-поступательным движением системы Z. Junghaus 7-8 т плавки в круглые и квадратные заготовки размером 120-300 мм конструкционной легированной и нелегированной стали. На первом этапе развития НРС это был единственный эксперимент в зарубежной металлургии.

В отечественной практике непрерывной разливки низкоуглеродистой кипящей стали сразу столкнулись с бурным поведением металла в кристаллизаторе, что затрудняло управление процессом разливки и качеством непрерывнолитой заготовки. В дальнейшем, вплоть до середины 1980-х гг. в ведущих металлургических странах не прекращалась работа по освоению стабильному непрерывной разливки кипящей и полуспокойной стали.

В этих обстоятельствах переход на непрерывную разливку неизбежно сопровождается отказом от стали промежуточных структур, что потребует поиска новых потребителей и в нынешних условиях представля-

ет определенные трудности. Решение завода о производстве низколегированных сталей (НЛ) для МНЛЗ будет осуществляться в условиях имеющегося опыта выплавки и разлива в слитки свыше 50 марок НЛ стали.

Параметры повалки. В настоящее время повалка осуществляется без использования измерительного зонда и ее результаты зависят от квалификации оператора. Анализ результатов повалки проведен для сортамента ККЦ завода. На рис. 1 представлена частотная характеристика χ , %, повалки на заданном согласно стандарту содержании углерода C_1 (линия 1), заданной согласно технологической инструкции температуре (линия 2), и содержании серы S_1 в пределах 0,03-0,04 % (линия 3). Известно, что корректирующие операции сопровождаются снижением качества выплавленной стали, к которому непрерывная разливка чувствительнее, чем разливка в слитки. Анализ факторов, влияющих на содержание серы на первой повалке при выплавке стали 3пс, показал, что оно растет с увеличением окисленности шлака и минимизируется при основности $B \equiv CaO / SiO_2 = 3,16$. При выплавке стали 09Г2С оптимальная основность составляет 3,36 при аналогичном влиянии содержания в шлаке оксидов железа. При оптимальной величине в диапазон содержаний серы составляет, соответственно, 0,021-0,040 и 0,023-0,039 % и больше, чем рекомендуется для НРС без значительных потерь выхода годного металла (0,015 % S) и, следовательно, необходима внепечная десульфурация стали.

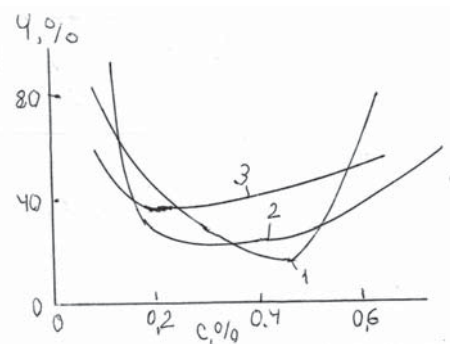


Рис. 1. Частота случаев получения необходимых результатов на первой повалке конвертера

Внепечная десульфурация стали. Проанализированы опубликованные данные о внепечной десульфурации четырьмя наиболее распространенными методами: присадка твердых шлаковых смесей (ТШС) на основе извести с последующей продувкой стали в ковше аргоном (А); вдувание ТШС в ковшовую ванну (Б); вдувание в сталь в ковше порошков на основе кальция (В); обработка стали в ковше порошковой проволокой (ПП) на основе кальция (Г). Если предположить, что во всех случаях десульфурация лимитируется внешним массообменом, то зависимость результатов десульфурации, выраженных функцией $\Phi \equiv \ln(S_n/S_k)$, где S_n , S_k — начальное и конечное содержание серы в стали, от удельного расхода материала-десульфуратора m , кг/т, имеет вид $\Phi \equiv \exp(km)$, где k — коэффициент, обобщающий все другие, помимо десульфуратора, условия процесса.

В варианте А для $m \leq 12$ кг/т максимальная величина k может достигать до 0,96, что соответствует снижению исходного содержания серы в стали в 2,3 раза. При вдувании порошков ТШС (вариант Б) в количестве до 20 кг/т величина k колеблется в широких пределах от 0,04 до 0,5, однако большая часть данных отвечает условию $k \leq 0,084$. Можно предположить, что при $m > 15$ кг/т эффективность обработки снижается.

В варианте В основная часть данных получена при $m < 4$ кг/т, а величина k колеблется в диапазоне 0,16-2,25 в связи с большим разнообразием соотношения десульфуратора и отощителя в порошке, элемента-раскислителя, усвоения кальция. Экспертная оценка дает величину $k=0,5$. Для данных о десульфурации стали порошковой проволокой с наполнителем на основе кальция наблюдается заметное расслоение результатов с величиной $k = 0,1$ и $0,5$, из которых вторая получена как в отечественных, так и в зарубежных исследованиях.

Во всех вариантах обработки существует критическая величина удельного расхода десульфуратора $m_{кр}$, ниже которой уменьшение $m < m_{кр}$ вызывает увеличение k , то есть эффективность использования десульфуратора, а при $m > m_{кр}$ увеличение m мало сказывается на величине k .

Для варианта А $m_{кр}$ около $k \approx 2,5$, при $m < m_{кр}$ в отдельных случаях при $m = 0,5$ достигалась $k = 5$, а при $m > m_{кр}$ $k \approx 0,25$. В варианте Б $m_{кр} \approx 0,5-0,7$, при $m = 0,2-0,5$ достигаются величины $k = 4-10$, а при $m > m_{кр}$ $k \approx 0,25$. При использовании присадки ТШС в количестве 7-11 кг/т $k = 0,04-0,2$, а при их вдувании с $m = 7-20$ кг/т $k = 0,03-0,1$. Ограниченный удельный расход вдуваемых ТШС $m = 3,5$ кг/т дал $k = 0,55$.

Анализ данных о составе ковшовых шлаков до и после обработки сравнением фактических и равновесных в системе металл-шлак показателей распределения $K'_S = L_S(Fe)$ и $K''_S = L_S(O)$, где $L_S \equiv (S)/[S]$, показывает, что перераспределение серы, скорее определяется величиной K''_S , что подтверждается определяющим влиянием степени раскисленности стали на результаты внепечной десульфурации.

Непрерывная разливка стали (НРС). В ККЦ завода предполагается установить сортовую МНЛЗ. Проанализированы параметры работы 17 отечественных сортовых МНЛЗ, отливавших заготовку размером $d = 82-430$ мм, и 29 зарубежных сортовых МНЛЗ, производивших заготовку размером 50-370 мм, из стали от углеродистых до легированных марок. Если затвердевание заготовки зависит от внутреннего теплообмена [1] с коэффициентом $\alpha = (\lambda_1 \rho_1 c_1 / \tau^*)^{1/2}$, где λ_1, ρ_1, c_1 — коэффициент теплопроводности, плотность и удельная теплоемкость металла; $\tau^* = x/w_{ex}$, где x — расстояние, проходимое потоком металла в кристаллизаторе; w_{ex} — скорость входа потока в ванну металла в кристаллизаторе, а удельная интенсивность теплообмена $q = \alpha(t_n - t_c)$, где t_n, t_c — температуры ликвидуса и солидуса металла. За время dt по площади F , омываемой потоком затвердевающей корки металла, будет передано тепла $dH = \alpha F dt$, что соответствует корке толщиной $d\delta = dH / \Delta H_{пл} \rho_1 F$, где $\Delta H_{пл}$ — скрытая теплота плавления металла.

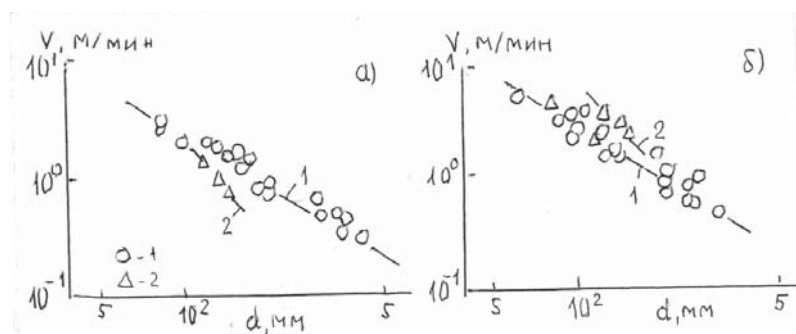


Рис. 2. Скорость разливки на отечественных (а) и зарубежных (б) МНЛЗ

где k_x – коэффициент, учитывающий гидродинамическую обстановку в кристаллизаторе.

На рис. 2 представлена зависимость максимальной скорости разливки v , м/мин, от величины d . Эмпирические линии регрессии для МНЛЗ с вертикальным расположением кристаллизатора в отечественной практике имеет вид (линия 1, рис. 2а)

$$v = 2400 / d^{3/2}, \quad (2)$$

а в зарубежной (линия 1, рис. 2б)

$$v = 2344 / d^{3/2} \quad (3)$$

и, таким образом, их работа практически идентична.

Горизонтальные МНЛЗ в отечественных условиях работали в экспериментальном порядке, а зависимость для них (линия 2, рис. 2а) имеет вид

$$v = 1,8 \cdot 10^5 / d^{5/2}. \quad (4)$$

Зарубежные горизонтальные МНЛЗ работают со скоростью большей, чем с вертикальным расположением кристаллизатора, и ориентировочно она составляет

$$v = 5,4 \cdot 10^5 / d^{5/2}. \quad (5)$$

На зарубежных сортовых МНЛЗ вместимость промежуточных ковшей составляет до 0,28 от вместимости сталеразливочного ковша, а длина кристаллизатора, чаще всего 700 мм, уменьшаясь в отдельных случаях до 300 мм. В отечественной практике она чаще 1000 мм, но иногда уменьшается до 700 мм.

Библиографический список

1. Охотский В.Б. Модели металлургических систем. – Днепропетровск: Системные технологии, 2006. – 287 с.



УДК.621.746.047

Герасименко В.Г. /к.т.н./, Синегин Е.В.

НМетАУ

Касьян Г.И., Сирченко В.И.

ЗАО «Донецкий электрометаллургический завод»

Чмырков К.Ф.

ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»

Формирование непрерывнолитой заготовки при электрогидроимпульсном воздействии

В статье описана методика промышленного эксперимента по исследованию электрогидроимпульсного воздействия (ЭГИВ) на кристаллизующийся металл в процессе непрерывной разливки стали. Рассматривается влияние данного вида воздействия на основные технологические показатели процесса. Создана математическая модель для описания толщины корки кристаллизующегося сляба. Ил. 1. Табл. 2. Библиогр.: 7 назв.

Ключевые слова: электрогидроимпульсное воздействие, кристаллизация, непрерывная разливка, однородность заготовки

In the article the method of industrial experiment for study electrohydropulse influence (EHPI) upon crystallizing metal during continuous casting of steel was described. The effect of that kind of influence upon the main technological parameters of process is considered. Mathematical model for description of rim thickness of the crystallizing slab was developed.

Процесс электрогидроимпульсного воздействия (ЭГИВ) на расплав основывается на создании периодического импульса в электроразрядном генераторе упругих колебаний (ЭРГУК) и его передаче через гибкую мембрану в формирующийся непрерывнолитой сляб [1].

© Герасименко В.Г., Синегин Е.В., Касьян Г.И., Сирченко В.И., Чмырков К.Ф., 2012 г.

Основными показателями, характеризующими процесс формирования непрерывнолитой заготовки, являются интенсивность нарастания оболочки сляба, время его полного затвердения и глубина жидкой лунки.

На одной из машин (№ 2) четырёхручьевого УНРС вертикального типа Донецкого металлургического завода были проведены эксперименты при разливке стали марок Ст45 и Ст3сп.

Разливку стали производили через промежуточные ковши с цирконовыми стаканами диаметром 23-26 мм открытой струёй в ребристый кристаллизатор сечением 150×1000 мм, поверхность металла в котором защищали аморфным графитом. Перегрев над линией ликвидус составлял 38-75 °С. Расход воды на охлаждение кристаллизатора составлял 280-320 м³/ч, а в зоне вторичного охлаждения 52-72 м³/ч.

В процессе разливки на каждой плавке отработали несколько (3-5) режимов ЭГИВ на затвердевающий сляб. При отливке первых 5-9 м сляба обработку не производили. Затем включали ЭРГУК и производили обработку различными режимами на каждых 10 м сляба.

Для исследования влияния электрогидроимпульсного воздействия на кинетику затвердения непрерывнолитой заготовки был применён метод меченного атома [2-3] с одновременной заливкой жидкого свинца в жидкую лунку для определения её глубины. В жидкую лунку сляба вводили радиоактивный изотоп Р³² как при электрогидроимпульсном воздействии, так и без него. Толщину оболочки определяли по автордиограммам. Продолжительность затвердения каждого рассматриваемого слоя металла устанавливали по известным расстояниям его от мениска металла и скорости разливки стали.

Для каждого участка рассматриваемого горизонта определяли среднюю толщину, и среднеквадратичное отклонение затвердевшей оболочки.

Зависимость толщины оболочки ξ от времени затвердения τ представляли в виде степенной функции [4-5]

$$\xi = k \cdot \tau^n, \quad (1)$$

где k – коэффициент пропорциональности; n – показатель степени.

Статистическую обработку проводили методом наименьших квадратов. Закономерности затвердения оболочки определяли отдельно для зоны кристаллизатора и зон вторичного охлаждения, потому что теплофизические и гидродинамические процессы, происходящие в кристаллизаторе и в зоне вторичного охлаждения, различны.

В табл. 1 приведены зависимости $\xi = f(\tau)$, полученные для опытного и контрольного режимов отдельно в кристаллизаторе и в зоне вторичного охлаждения (ЗВО).

На рисунке представлены экспериментальные данные зависимости интенсивности нарастания толщины оболочки сляба от времени затвердения, соответствующего уравнениям из табл. 1. Анализ зависимостей толщины оболочки от времени (табл. 1) показал, что при ЭГ-воздействии интенсивность нарастания оболочки в кристаллизаторе и на выходе меньше, чем без воздействия. В зоне вторичного охлаждения интенсивность нарастания оболочки при ЭГ-воздействии превосходит интенсивность нарастания оболочки при обычной разливке. Эти процессы объясняются следующими обстоятельствами. Хотя ЭРГУК и установлен в зоне вторичного охлаждения, верхний ряд их располагается на расстоянии 750 мм от нижнего среза кристаллизатора. Радиус воздействия ЭРГУК, как показало физическое моделирование, составляет 1,2-1,5 м. Таким образом, ЭГ-воздействию подвергается металл, находящийся в нижней части кристаллизатора. ЭГ-воздействие приводит к интенсификации движения потоков в кристаллизаторе, что повышает теплоотдачу от расплава к фронту затвердения. Увеличение скоростей потоков в жидкой лунке приводит к уменьшению эквивалентного зазора в зоне «пульсирующего контакта» за счёт увеличения ферростатического давления. При том увеличивается коэффициент теплоотдачи, следовательно, и тепловой поток с поверхности сляба.

Одновременно с этим интенсифицируемые ЭГ-воздействием потоки жидкого металла омывают фронт затвердения, при этом происходит смыв и обламывание растущих дендритов, часть которых потоками оттесняется к центру сляба, в более горячие слои, где растворяются, снимая теплоту перегрева и понижая при этом температуру металла.

Это вызывает торможение роста оболочки сляба в кристаллизаторе, даже её подплавление. Утончённая оболочка ферростатическим давлением прижимается к стенке кристаллизатора.

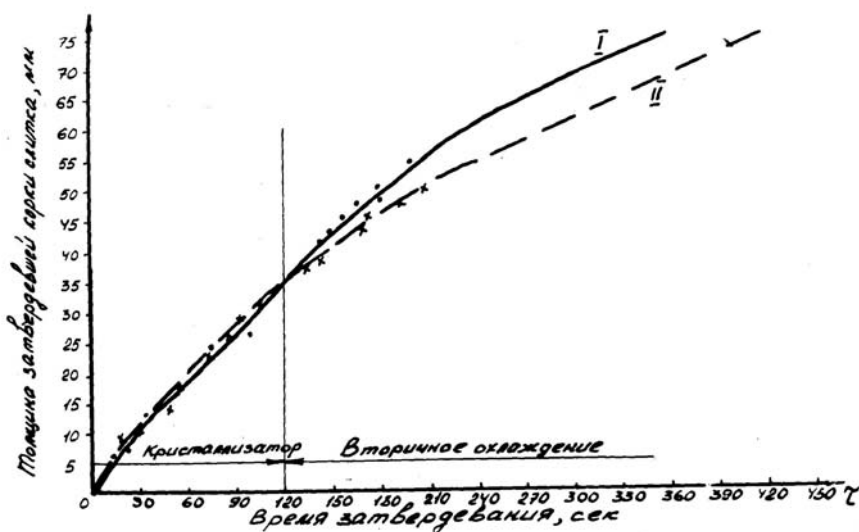


Рисунок. Кинетика затвердения сляба сечением 150×1000 мм: I – опытный режим; II – контрольный режим

Таблица 1. Зависимость толщины оболочки сляба от времени затвердевания

Место расположения участка фронта затвердевания	Зависимость толщины оболочки от времени затвердевания	
	Опытный режим	Контрольный режим
Кристаллизатор	$\xi = 0.52 \cdot \tau^{0.84}$	$\xi = 0.87 \cdot \tau^{0.74}$
ЗВО	$\xi = 1.23 \cdot \tau^{0.71}$	$\xi = 2.41 \cdot \tau^{0.57}$

Таблица 2. Расчет глубины жидкой лунки

	Глубина жидкой лунки, м	Время полного затвердевания, мин
Опытный режим	4,30	6,15
Контрольный режим	4,84	6,92

Другая часть обломков потоками уносится в более холодные слои металла жидкой лунки, расположенной в зоне вторичного охлаждения, где они становятся дополнительными центрами кристаллизации. Ю.А. Самойлович в работе [6] показал, что обломки дендритов обеднённые углеродом, могут существовать в расплавленной стали десятки и сотни секунд. Таким образом, обломки дендритов разносятся циркуляционными потоками по всему объёму лунки, становясь дополнительными центрами кристаллизации и выравнивая градиент температуры расплава. Это создаёт условия для объёмной кристаллизации, увеличивая скорость нарастания оболочки сляба. Это подтверждается и фиксацией глубины жидкой лунки свинцом. Данные по расчёту глубины жидкой лунки представлены в табл. 2.

Из табл. 2 видно, что глубина жидкой лунки сокращается при ЭГ-воздействии примерно на 11 % по сравнению с обычной разливкой. Продолжительность затвердения заготовки сократилась при ЭГ-воздействии до 6-15 мин с 6,92 при обычной разливке.

Обработка и обобщение экспериментальных данных по затвердению непрерывных слябов на Украине и за рубежом [7] позволили получить зависимость интенсивности затвердения слябов различного сечения без ЭГ-воздействия

$$\xi = 0.59 \cdot \frac{\tau}{d} + 0.15 \cdot \sqrt{\tau} \cdot (100 - \beta), \quad (2)$$

где ξ – толщина оболочки, мм; d – толщина сляба, мм; τ – время затвердения, мин; β – соотношение сторон сляба.

При ЭГ-воздействии формула (2) приобретёт следующий вид:

$$\xi_{\text{ЭГИВ}} = 0.53 \cdot \frac{\tau}{d} + 0.13 \cdot \sqrt{\tau} \cdot (100 - \beta), \quad (3)$$

Выводы

В результате проведенных испытаний ЭГИВ получено снижение осевой пористости непрерывнолитой слябовой заготовки и уменьшение длины жидкой фазы на 11 %.

Библиографический список

1. Герасименко В.Г. Исследование влияния электрогидроимпульсного воздействия на кристаллизацию и однородность слябов при непрерывной разливке стали: Дис. на соискание учёной степени канд. техн. наук: 05.16.02. – Харьков, 1989. – 195 с.
2. Крепцов А.М. Радиоактивные изотопы в сталеплавильных процессах. – М.: Металлургия, 1972. – 304 с.
3. Бойченко М.С., Рутес В.С., Фульмахт В.В. Непрерывная разливка стали. – М.: Гостехиздат, 1961. – 302 с.
4. О влиянии струи жидкой стали на теплопередачу и затвердение слябов в радиальном кристаллизаторе / Б.А. Коротков, В.Т. Сладкоштьев, В.М. Паршин и др. // Непрерывная разливка стали. – М., 1973. – Вып. 1. – С. 132-139.
5. О кинетике затвердевания непрерывного слитка конструкционной стали 40Х / Д.А. Дюдкин, Ю.М. Кондратюк и др. // Metallurg. i gornorud. prom-st'. – 1985. – № 2. – С. 16-18.
6. Самойлович Ю.А. Гидродинамические явления в незатвердевшей части (жидком ядре) слитка // Изв. АН СССР Металлы. – 1969. – № 2. – С. 84-92.
7. Шмрга Л. Затвердевание и кристаллизация стальных слитков. – М.: Металлургия, 1955. – 248 с.



УДК.669.046:621.745.04

Величко А.Г. /д.т.н./ Синегин Е.В., Бойченко Б.М. /д.т.н./,
Герасименко В.Г. /к.т.н./, Молчанов Л.С.
НМетАУ

Чмырков К.Ф.
ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»

Расчёт параметров физического моделирования процессов распределения инокуляторов в кристаллизаторе МНЛЗ

Рассмотрены причины и способы устранения осевой неоднородности непрерывнолитой заготовки. Описано несколько методов ввода инокуляторов в процессе непрерывной разливки. Разработана методика и проведен расчёт чисел подобия модели МНЛЗ с вводом через полый стопор-инжектор в виде газозвеси инокулирующего порошка и распределение его в кристаллизаторе. По рассчитанному масштабу планируется создание физической модели в масштабе 1:2 и имитацией фаз вода-сталь, воздух-аргон, песок-инокулятор и смесь керосина и вакуумного масла (50/50)-шлакообразующая смесь в кристаллизаторе. Табл. 1. Библиогр.: 18 назв.

Ключевые слова: физическое моделирование, сталь, непрерывная разливка, кристаллизатор, инокулятор, стопор-инжектор

The reasons and ways for elimination of longitudinal inhomogeneity of continuous casting ingot are considered. Some methods of inoculators injection during continuous casting are described. The method was developed and calculation of similarity parameters of CC model with inoculating powder injection through a hollow stopper-injector as gas mixture was carried out. Using the calculated scale creation of physical model in scale 1:2 and with imitation of phases water-steel, air-argon, sand-inoculator and mix of kerosene and vacuum oil (50/50) – the slag creating mix is planned.

Постановка проблемы

Задача повышения однородности осевой зоны непрерывнолитой заготовки берёт начало с первых этапов промышленного освоения непрерывной разливки стали [1, 2]. Её причины и механизм образования по сути те же, что и при разливке стали в слитки: структурная неоднородность, ликвация примесей, неравномерное распределение температурных полей, усадка и сложно-напряжённые состояния затвердевших объёмов стали [3].

В мировой практике поставленная задача решается электромагнитным перемешиванием стали, разного рода механическими воздействиями, оптимизацией температурно-скоростного режима и т.д. В данной статье рассмотрен один из теплофизических методов воздействия на процесс кристаллизации стали путём ввода микрохолодильников в кристаллизующуюся заготовку [1, 3-5].

Способы ввода инокуляторов в кристаллизующуюся заготовку и механизм их воздействия

На сегодняшний день накоплен обширный теоретический и практический материал по применению инокуляторов в непрерывной разливке стали, имеются многочисленные патенты и опытно-промышленные разработки. Наиболее простым является подача порошков в промковш в виде порошковой проволоки при интенсивном перемешивании расплава [6, 7].

В [5] представлено широкое разнообразие способов ввода инокуляторов, среди которых и несколько неординарных методов, дающих, однако, неплохие результаты. Первый состоит в выстреливании порций порошка или дробы в кристаллизатор при помощи импульса магнитного поля соленоидного устройства ЭМУ-1, позволяющего вводить 0,5-4,0 % инокулятора. Второй способ предполагает использование пинч-эффекта, возникающего при прохождении электрического тока через струю металла, вытекающего из промковша в кристаллизатор.

Эффект воздействия инокуляторов на процесс кристаллизации состоит в создании искусственных зародышей кристаллов в объёме металла (провоцируя гетерогенную кристаллизацию) и снятии перегрева металла за счёт теплоты нагрева и плавления частиц [3]. При этом достигается эффект измельчения структуры заготовки и увеличение скорости кристаллизации.

В этой статье рассмотрено моделирование способа ввода порошка с газом носителем в кристаллизатор МНЛЗ через полый стопор-инжектор, являющийся очень эффективным при вводе порошков высокоактивных металлов, таких как Ti, Y [8], и процессов распределения инокулятора с целью объёмной кристаллизации заготовки.

Задачи исследования

В ходе холодного моделирования на водной модели необходимо изучить следующие процессы, определяющие технологичность и условия практической реализации способа вдувания и распределения порошка в кристаллизаторе: 1) формирование геометрических размеров циркуляционной зоны; 2) характер поведения поверхности жидкости в кристаллизаторе при всплывании газовых пузырьков; 3) гидродинамику жидкости и порошка в кристаллизаторе.

Методика расчёта

Из-за наличия 4 фаз: сталь, шлаковый покров в кристаллизаторе, газ-носитель, порошок – достижение

полного подобия изучаемого процесса невозможно. Поэтому методику разрабатывали таким образом, чтобы учесть лишь существенные факторы и физические свойства материалов.

Расчёт проводится по π -теореме [9-12] и состоит из трёх этапов, характеризующих подобие следующих величин:

- 1) подобие скоростей w на модели и натуре;
- 2) подобие глубины зоны проникновения трёхфазного потока в жидкую фазу заготовки $l_{3ф}$ и векторов скоростей его составляющих в кристаллизаторе;
- 3) подобие характера бурления поверхности металла в кристаллизаторе (высота волн $l_{\text{в}}$).

Для каждой функции определены параметры и факторы, на неё влияющие. Установлена априорная зависимость вида $y = f(x_1, x_2, \dots, x_n)$, из которой при помощи π -теоремы получены безразмерные числа подобия и комплексная зависимость вида $\Pi_y = F(\Pi_{x1}, \Pi_{x2}, \dots, \Pi_{xn})$. По полученным числам подобия рассчитан масштаб модели.

Подобие скоростей w на модели и натуре

Гидродинамика процесса непрерывной разливки без вдувания газовзвеси, по мнению [3, 13, 14], определяется Re , Fr , We . Критерий We не влияет ни на одну из выбранных целевых функций, поскольку в рассматриваемом случае силы инерции жидкости несоразмерно велики в сравнении с её поверхностным натяжением.

Согласно [9, 10, 14, 15] Re является автомодельным в случае развитого ламинарного либо турбулентного течения. А в исследованиях [14] доказано, что для условий моделирования непрерывной разливки стали при $Re > 13000$, имеет место явление автомодельности. Для условий, наблюдаемых в защитной трубе,

$$Re = \frac{\sqrt{2 \cdot g \cdot h_{\text{пр.к.}} \cdot d_{\text{защ.тр.}}}}{\nu} = \frac{\sqrt{2 \cdot 9.8 \cdot 0.7 \cdot 0.03}}{10^{-6}} = 111178 \approx 10^5, \text{ а для наиболее турбулентных в кристаллизаторе ещё больше: } Re = \frac{\sqrt{2 \cdot 9.8 \cdot 1.2 \cdot 0.3}}{10^{-6}} = 2426108 \approx 10^6.$$

Это соответствует второй автомодельной области критерия Рейнольдса [10, 16]. Поэтому достаточным условием подобия модели и природы является $Re > 13000$, при котором имеет место выраженный турбулентный режим течения жидкости. Очевидно, что в таком случае определяющим будет критерий Фруда.

В случае вдувания газовзвеси через полый стопор-инжектор в поток жидкости, свободно вытекающий из промковша, газовзвесь будет сообщать потоку жидкости секундный импульс [17]

$$i_{\text{зв}} = f_c \cdot (\Delta P + \rho_{\text{зв}} \cdot w_{\text{зв}}^2), \text{ Н}, \quad (1)$$

где $\rho_{\text{зв}} = \frac{\rho_{\text{г}} + C}{1 + C/\rho_{\text{н}}}$ – плотность газовзвеси, кг/м^3 ; f_c – площадь сечения сопла, м^2 ; ΔP – избыточное давление

газовзвеси, Па ; $\rho_{\text{г}}$ – плотность газовзвеси, кг/м^3 ; $w_{\text{зв}}$ – скорость газовзвеси, м/с ; C – удельный расход порошка, кг/м^3 ; $\rho_{\text{г}}, \rho_{\text{н}}$ – плотность газа и порошка соответственно, кг/м^3 .

Из закона сохранения импульса суммарный импульс трёхфазного потока

$$i_{\text{зф}} \equiv f_{\text{тр}} \cdot w_{\text{зф}}^2 \cdot \rho_{\text{зф}} = i_{\text{жс}} + i_{\text{зв}} = \rho_{\text{жс}} \frac{\pi \cdot d^2}{4} \cdot 2 \cdot g \cdot h_{\text{жс}} + i_{\text{зв}}, \text{ Н}, \quad (2)$$

где $\rho_{\text{жс}}$ – плотность жидкости, кг/м^3 ; $d = \sqrt{d_{\text{тр}}^2 - d_{\text{ст}}^2}$ – приведенный диаметр, описывающий площадь входного отверстия трубы, не перекрытую стопором, $d_{\text{ст}}$ – диаметр сечения головки стопора, перекрывающего входное сечение трубы; g – ускорение свободного падения, м/с^2 ; $h_{\text{жс}}$ – высота столба жидкости, м .

Тогда скорость потока определяется функцией

$$w_{\text{зф}} = f(h_{\text{жс}}, g, d, \rho_{\text{жс}}, i_{\text{зв}}). \quad (3)$$

После преобразования в критериальный вид получим зависимость

$$Fr = f(D, I), \quad (4)$$

где $Fr = \frac{w_{\text{зф}}^2}{g \cdot h_{\text{жс}}}$ – критерий Фруда; $I = \frac{i_{\text{зв}}}{\rho_{\text{жс}} \cdot g \cdot h_{\text{жс}}^3}$ – безразмерный импульс [9]; $D = \frac{d}{h_{\text{жс}}}$ – линейный

симплекс.

Подобие размеров глубины $l_{\text{зф}}$ зоны проникновения трёхфазного потока в жидкую фазу заготовки и гидродинамики обстановки в кристаллизаторе

По данным [17] глубина проникновения $l_{\text{зф}}$ газопорошковой струи, определяющая величину и направление движения потоков в жидкости, равна

$$l_{3\phi} = \sqrt{\frac{4 \cdot i_{2\phi}}{\pi \cdot d_{\phi} \cdot \rho_{ж}}},$$

Таблица. Коэффициенты подобия для модели

$w_{3\phi}$	I	$i_{2\phi}$	$\rho_{ж}$	ρ_{ϕ}	$v_{шос}$	$\rho_{шос}$	q_{ϕ}
0,70	0,48	0,02	0,14	4,39	1,30	0,30	0,16

где d_{ϕ} – диаметр фурмы, м.

В данном случае происходит истечение трёхфазного потока из защитной трубы диаметром $d_{тр}$ в жидкую фазу под уровень, т.е. к импульсу газовой смеси прибавляется импульс жидкости, записанный в формуле (2)

$$l_{3\phi} = f(\Delta h, g, d_{тр}, \rho_{ж}, i_{2\phi}), \quad (6)$$

где Δh – разность уровня жидкости в проковше и кристаллизаторе, м.

В критериальном виде зависимость (6) запишется так

$$L = f(I, \Delta H), \quad (7)$$

где $L = \frac{l_{3\phi}}{d_{тр}}$, I – безразмерный импульс; $\Delta H = \frac{\Delta h}{d_{тр}}$ – линейный симплекс.

Подобие характера бурления поверхности металла в кристаллизаторе

В условиях непрерывной разливки уровень металла контролируется автоматически и его отклонение не должно превышать ± 5 мм [18].

Поверхность металла в кристаллизаторе покрыта слоями жидкого и полутвёрдого (размягчённого) шлака, на которых лежит спечённая и порошкообразная шлакообразующая смесь (ШОС), поэтому можно предположить, что характер бурления поверхности (высота волн l_{ϕ}) определяется выражением

$$l_{\phi} = f(\rho_{шос}, v_{шос}, \delta_{шос}, q_{\phi}, g, \rho_{\phi}), \quad (8)$$

где $\rho_{шос}$, $v_{шос}$, $\delta_{шос}$ – плотность, вязкость и толщина слоя ШОС соответственно.

В критериальной форме зависимость (8) запишется так

$$L_{\phi} = f(Ar, Q, L_{3\phi}), \quad (9)$$

где $L_{\phi} = \frac{l_{\phi}}{\delta_{шос}}$, $L_{3\phi} = \frac{l_{3\phi}}{\delta_{шос}}$ – линейные симплексы; $Ar = \frac{g \cdot \delta_{шос}^3}{v_{шос}^2} \cdot \frac{\rho_{\phi}}{\rho_{шос}}$ – число Архимеда; $Q = \frac{q_{\phi}}{g^{1/2} \cdot \delta_{шос}^{5/2}}$

– безразмерный объёмный расход газа [9].

Все рассмотренные критериальные зависимости отвечают необходимому и достаточному условиям подобия, выдвинутым в работах [9, 10].

Расчёт масштаба модели

В расчёте принято 8 величин ($w_{3\phi}$, $i_{2\phi}$, $\rho_{ж}$, ρ_{ϕ} , $\rho_{шос}$, $v_{шос}$, q_{ϕ} , l – линейный размер), g с числом подобия $k_g = 1$ не учитываем. Они связаны между собой 4 ограничительными условиями (Fr , I , Ar , Q).

Тогда число степеней свободы [10] составит $8 - 4 = 4$, т.е. лишь для 4 величин масштаб может быть выбран произвольно. Если вода имитирует сталь, а воздух – аргон, то $k_{\rho_{ж}} = 1/7$, $k_{\rho_{\phi}} = 1,225/0,279$. Для нахождения коэффициентов подобия нужно решить систему уравнений

$$\begin{cases} Fr'' = Fr'; \\ I'' = I'; \\ Ar'' = Ar'; \\ Q'' = Q'; \end{cases} \quad \text{или} \quad \begin{cases} k_w^2/k_g \cdot k_l = 1; \\ k_i/k_{\rho_{ж}} \cdot k_g \cdot k_l^3 = 1; \\ k_g \cdot k_l^3 \cdot k_{\rho_{\phi}}/k_v^2 \cdot k_{\rho_{шос}} = 1; \\ k_q/k_g^{1/2} \cdot k_l^{5/2} = 1. \end{cases} \quad (10)$$

Полученная после логарифмирования (10) система линейных параметрических уравнений решается в программе Matlab матричным методом. Её решением являются линейный масштаб, числа подобия скорости, импульса и расхода газа при $\rho_{шос} = 2,9$ т/м³, $v_{шос} = 7.241 \cdot 10^{-5}$ м²/с.

Среди рассмотренных жидкостей для моделирования ШОС наиболее удобной оказалась смесь вакуумного масла ВМ1 и керосина в соотношении 50/50 ($\rho = 857$ кг/м³, $\nu = 0.94 \cdot 10^{-5}$ м²/с). В этом случае значение линейного масштаба 1:2, оно очень удобно для построения физической модели (таблица).

Проверка расчётных значений масштабов путём подстановки в систему (10) подтвердила состоятельность методики и правильность расчёта.

Выводы

Проведен расчёт чисел подобия для физической модели МНЛЗ с вводом инокуляторов в струе газоносителя через полый стопор-инжектор. По результатам расчёта планируется создание модели МНЛЗ в масштабе 1:2 и со следующей имитацией фаз вода-сталь, воздух-аргон, песок-инокулятор и смесь керосина и ВМ1 (50/50)-ШОС.

Библиографический список

1. Модянов А.М. Суспензионная разливка. – М.: Металлургия, 1969. – 184 с.
2. Рутес В.С., Аскольдов В.И., Евтеев Д.П. Теория непрерывной разливки. – М.: Металлургия, 1971. – 296 с.
3. Ефимов В.А. Разливка и кристаллизация стали. – М.: Металлургия, 1976. – 552 с.
4. Ефимов В.А., Эльдарханов А.С. Физические методы воздействия на процессы затвердевания сплавов. – М.: Металлургия, 1995. – 272 с.
5. Затуловский С.С. Суспензионная разливка. – К.: Наукова думка, 1981. – 260 с.
6. Пат. СССР. МКИ В 22 D 11/00. Способ разливки расплавленного металла в слитки или заготовки / Свен Экеторп, Хассе Фредриксон, Пер Олоф Странделл и др. – № 1255041; Заявл. 08.06.1978; Оpubл. 30.08.86, Бюл. № 32.
7. Протопопов Е.В., Ганзер Л.А., Комшуков В.П., Фойгт Д.Б. Перспективные технологии модифицирования непрерывного слитка нанопорошковыми инокуляторами // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2010. – № 7. – С. 257–261.
8. Способ непрерывной разливки стали: А.с. 1303258. СССР. В22D11/00 / О.В. Носоченко, Б.Ф. Белов, В.В. Емельянов, Н.А. Овчинников и др. – № 3739881/22-02; Заявл. 15.05.1984; Оpubл. 30.03.1993, Бюл. № 14.
9. Марков Б.Л., Кирсанов А.А. Физическое моделирование в металлургии. – М.: Металлургия, 1984. – 119 с.
10. Гухман А.А. Введение в теорию подобия Изд. 2-е доп. и переботан: Учеб. пособие для вузов. – М.: Высшая школа, 1973. – 296 с.
11. Ковшов В.Н. Постановка инженерного эксперимента. – К.–Донецк: Вища школа, 1982. – 120 с.
12. Алабужев П.М., Геронимус В.Б., Минкевич Л.М., Шеховцов Б.А. Теория подобия и размерностей. Моделирование. – М.: Высшая школа, 1968. – 208 с.
13. Афанасьев К.И., Иванцов Г.П. Моделирование разливки непрерывного слитка // Сталь. – 1958. – № 7. – С. 599–603.
14. Исследование вынужденных и свободных циркуляционных потоков жидкого металла в непрерывном слитке на водяных моделях/ А.Д. Акименко, А.А. Скворцов, А.И. Гуськов // Непрерывное литье стали. Тематич. отраслевой сб. № 3. – М.: Металлургия, 1976. – С. 48–53.
15. Румянцев В.Д. Теория тепло- и массообмена: Учебное пособие. – Днепропетровск: Пороги, 2006. – 532 с.
16. Гухман А.А. Применение теории подобия к исследованию процессов тепломассообмена. – М.: Высшая школа, 1974. – 328 с.
17. Сидоренко М.В. Теория практика продувки металла порошками: 2-е изд. – М.: Металлургия, 1978. – 232 с.
18. Герасименко В.Г. Разливка стали на МНЛЗ сортовых заготовок/ Под ред. Учитель А.Д., Бойченко Б.М.: Уч. пособие. – Кривой Рог, 2010. – 111 с.



УДК 669.018.294.2

Фейлер С.В. /к.т.н./, Протопопов Е.В. /д.т.н./, Леонидов А.В.

Сибирский государственный индустриальный университет

Исследование процессов течения металла при непрерывной разливке

Выполнено физическое моделирование гидродинамических процессов при истечении металла из промежуточного ковша в кристаллизатор машины непрерывного литья заготовок. Результаты лабораторных экспериментов позволили определить количество эжектируемого воздуха при различных скоростях разливки. Ил. 4. Табл. 1.

Ключевые слова: гидродинамика, кристаллизатор, режимы течения, эжекция, промежуточный ковш, непрерывная разливка стали

Physical modeling of hydrodynamic processes at the metal expiration from an tundish in a mould of the continuous casting machine of preparations is executed. Results of laboratory experiments allowed to define amount of ejection air at various speeds of a casting.

Организация рационального распределения потоков жидкой стали в кристаллизаторе машины непрерывного литья заготовок является одной из важнейших задач получения качественной заготовки. Потоки стали в кристаллизаторе могут вызывать значительную неравномерность толщины корки слитка, что является одной из главных причин образования поверхностных трещин и ухудшения макроструктуры заготовки. В свою очередь движение жидкой стали в кристаллизаторе определяется характером истечения металла из промежуточного ковша.

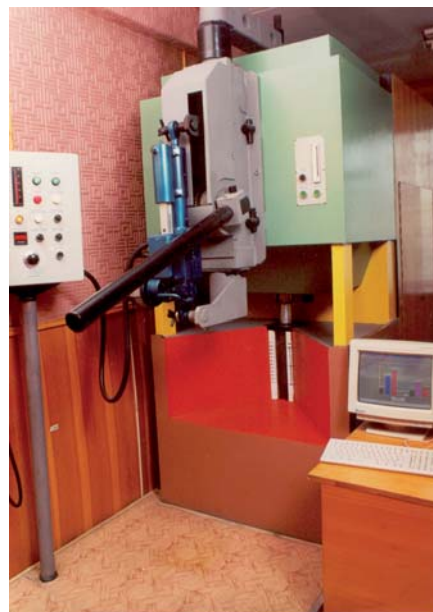
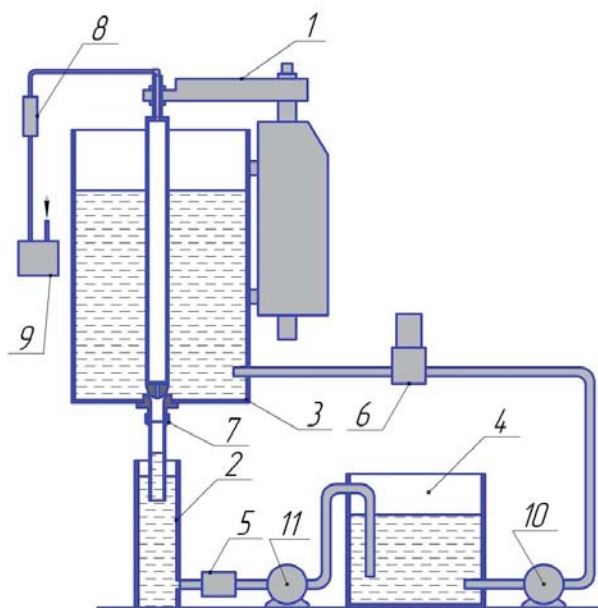


Рис. 1. Экспериментальный комплекс для исследования процессов течения металла при непрерывной разливке: 1 – стопорный механизм; 2 – кристаллизатор; 3 – промежуточный ковш; 4 – промежуточная емкость; 5 – расходомер; 6 – задвижка; 7 – погружной стакан; 8 – ротаметр; 9 – компрессор; 10, 11 – циркуляционные насосы

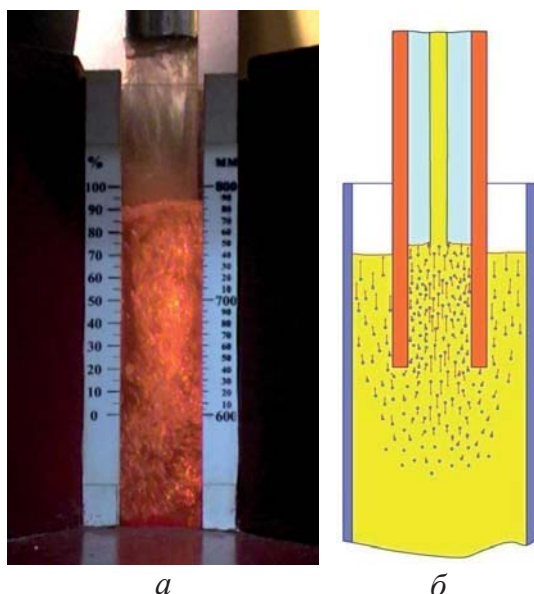


Рис. 2. Гидродинамическая картина истечения жидкости при разливке в условиях разгерметизации системы

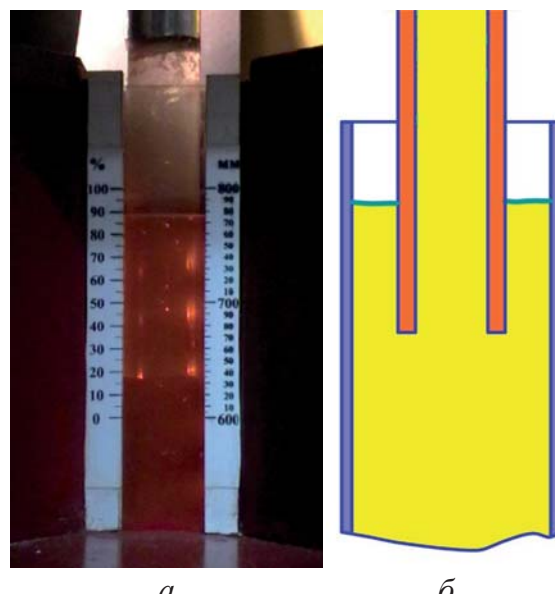


Рис. 3. Гидродинамическая картина истечения жидкости при разливке в условиях герметичной системы

Для исследования гидродинамических процессов при поступлении металла из промежуточного ковша в кристаллизатор использован экспериментальный комплекс (рис. 1), разработанный в соответствии с обеспечением подобия гидродинамических процессов. В качестве моделирующей жидкости применяли воду. Экспериментальный комплекс представляет собой полномасштабную модель непрерывной разливки стали из промежуточного ковша в кристаллизатор сортовой МНЛЗ ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК» (сечение заготовки 150×150 мм). Функциональные возможности комплекса позволяют имитировать различные условия разливки. Погружной стакан и кристаллизатор выполнены в виде прозрачных моделей, что обеспечивает наблюдение и фиксацию гидродинамических процессов. Стопор оборудован системой подачи и регулирования воздуха в погружной стакан, которая состоит из компрессора и ротаметра. Система обеспечивает подачу воздуха в стопор в диапазоне расхода, соответствующего условиям разливки (1-10 л/мин), а так же позволяет имитировать разливку из промежуточного ковша в кристаллизатор при различной степени герметичности системы.

На первом этапе исследование процессов истечения жидкости в погружном стакане проводили при негерметичной системе, что в реальных условиях соответствует разливке стали с естественным подсосом воздуха. Гидродинамическую картину в кристаллизаторе и погружном стакане непрерывно регистрировали цифровой видеокамерой Panasonic SDR-H41. При установившемся течении уровень жидкости в погружном стакане соответствует уровню в кристаллизаторе (рис. 2), т.е. давление в погружном стакане соответствует давлению в кристаллизаторе.

Таблица. Результаты расчета количества эжектируемого воздуха в зависимости от скорости разливки

Скорость разливки, м/мин	2,0	2,5	3,0	3,5
Расход воздуха, л/мин	2,73	3,14	3,58	4,10

При этом поступающая из промежуточного ковша жидкость, соударяется с поверхностью жидкости в погружном стакане, вызывая развитие турбулентных потоков и захват воздуха. Часть захваченного струей жидкости воздуха вытесняется в кристаллизатор, а часть воздуха циркулирует в объеме стакана. При установившемся течении количество газа, поступающего в погружной стакан из атмосферы, определяется количеством газа, вытесняемого из стакана вместе с жидкостью в кристаллизатор. Всплытие газовых пузырей в кристаллизаторе приводит к барботажу поверхности жидкости и в реальных условиях может привести к оголению поверхности металла и нестабильности уровня в кристаллизаторе.

Для определения количества воздуха, эжектируемого в погружной стакан, в процессе проведения экспериментов создавали герметичную систему. При этом уровень жидкости в стакане непрерывно возрастал, а имеющийся в объеме стакана воздух вытеснялся в кристаллизатор. По полученным кинограммам выполняли анализ изменения уровня жидкости в погружном стакане и расчет соответствующего данному уровню жидкости количества эжектируемого в объем стакана воздуха. Результаты расчета для различных скоростей разливки приведены в таблице.

В условиях полной герметичности системы наблюдается полное заполнение внутреннего объема разливочного стакана жидкостью, что обеспечивает течение жидкости в ламинарном режиме без волнения поверхности (рис. 3). Этот режим является оптимальным для формирования корки слитка, однако на практике его реализация возможна лишь при использовании цельных погружных стаканов в промежуточном ковше.

Для исследования процессов гидродинамики в кристаллизаторе при подаче инертного газа через стопор промежуточного ковша производили подачу воздуха в объем погружного стакана с расходом большим расчетных значений для поддержания равенства уровней в погружном стакане и кристаллизаторе. В этом случае наблюдали вытеснение жидкости из погружного стакана (рис. 4) до уровня, соответствующего расходу подаваемого воздуха. При этом весь объем подаваемого воздуха вытеснялся за пределы погружного стакана, а за счет увеличения высоты падения струи усиливалось развитие турбулентного течения в кристаллизаторе и глубина проникновения струи металла в объем формирующегося непрерывнолитого слитка.

Анализируя результаты моделирования процесса истечения металла при технологическом переливе из промежуточного ковша в кристаллизатор, можно сделать следующие выводы:

- количество газа, поступающего в погружной стакан из атмосферы через имеющиеся неплотности, определяется количеством газа, вытесняемого из погружного стакана вместе с жидкостью в кристаллизатор и зависит от многих факторов (степени дросселирования струи, расхода металла, заглубления носка стакана в металл, уровня металла в стакане);

- имеющиеся между элементами стальной проводки стыки огнеупорных элементов нельзя считать герметичными. Улучшение герметичности в стыках (например, с использованием эластичных огнеупорных вставок) вызовет увеличение разрежения в погружном стакане и соответствующий рост уровня металла в нем за счет вытеснения газа из внутренней полости стакана до определенного значения, соответствующего степени герметичности системы, последующей стабилизации процесса газообмена на новом уровне с соблюдением условий газового баланса. Таким образом, меры по улучшению герметичности стальной проводки не могут быть достаточными для защиты металла от взаимодействия с окружающим воздухом;

- подача нейтрального газа во внутреннюю полость стальной проводки между промежуточным ковшом и кристаллизатором в количестве, превышающем естественный перенос газа, может привести к вытеснению металла из погружного стакана (снижению уровня в погружном стакане) и ухудшению условий подвода металла в кристаллизатор, а также нарушению процесса формирования корки слитка.

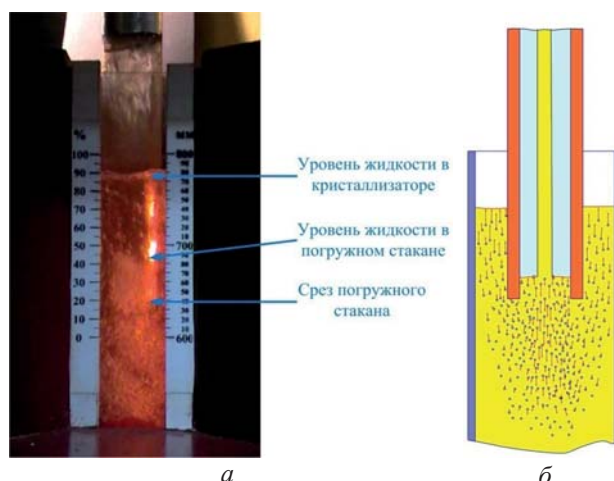


Рис. 4. Гидродинамическая картина истечения жидкости при разливке в условиях перерасхода защитного газа

УДК 621.74.047

Смирнов А.Н. /д.т.н./
ГВУЗ «Донецкий НТУ»С.В. Куберский /к.т.н./, М.Б. Левит, С.В. Семирягин /к.т.н./
Донбасский ГТУ

Физическое моделирование процесса динамического мягкого обжатия непрерывнолитого сляба

Разработана физическая модель, позволяющая имитировать «мягкое» динамическое обжатие непрерывнолитого сляба с жидкой сердцевиной, и проведена оценка ее адекватности для моделирования оптимальных технологических параметров процесса. Предложена методика физического моделирования метода мягкого обжатия. Изучен характер поведения оболочки сляба в условиях мягкого обжатия при доле твердой фазы 30 %. Ил. 3. Библиогр.: 7 назв.

Ключевые слова: физическое моделирование, непрерывная разливка, мягкое обжатие, сляб

Developed a physical model which allows to simulate the "soft" dynamic compression continuous casting of slab with a liquid core and the assessment of its adequacy for the simulation of the optimal technological parameters of the process. The methods of physical modeling method soft reduction. Studied the nature of the behavior of the shell slab in the conditions of soft reduction in the share of solid phase 30 %.

Keywords: physical modeling, continuous casting, roller, slab

Для подавления осевой пористости и ликвации при непрерывной разливке качественных марок стали все большее применение получает метод «мягкого» механического обжатия. Сущность данного процесса заключается в создании сравнительно небольшого обжатия непрерывнолитых заготовок на стадии их неполной кристаллизации, при которой центральная часть поперечного сечения находится в жидком или в полутвердом состоянии. Это компенсирует объемную усадку стали при затвердевании, способствует значительному снижению осевой пористости, V-образной и осевой ликвации, повышению плотности металла и измельчению первичного зерна при одновременном повышении однородности кристаллической структуры [1-3].

Основными условиями для успешной реализации метода «мягкого» обжатия являются:

- данные о рациональном соотношении твердой и жидкой фаз в месте приложения силы обжатия в каждом конкретном случае;
- определение эффективных значений степени и динамики обжатия с учетом прилагаемых сил;
- наличие системы, способной в реальном масштабе времени определять профиль затвердевания в зависимости от скорости разливки, марки стали, условий первичного и вторичного охлаждения и перегрева металла в промковше;
- наличие системы, позволяющей оперативно корректировать точку приложения сил обжатия при изменении условий разливки.

Математическое описание процесса кристаллизации слитка в условиях «мягкого» обжатия содержится в работах [3-6]. Однако создание адекватной математической модели, охватывающей ряд взаимосвязанных физических явлений и химических превращений, имеющих место при формировании непрерывнолитого слитка, весьма затруднительно. Это приводит к тому, что на практике не всегда реализуются выводы, сделанные на основании математического моделирования [6]. Поэтому вопрос оптимизации параметров «мягкого» обжатия непрерывнолитых слитков является весьма актуальным.

Прямое изучение процессов, происходящих при затвердевании стали, достаточно затруднительно и поэтому наиболее целесообразно применять косвенные методы исследования, основанные на моделировании. Наиболее эффективным методом исследования динамики затвердевания различного рода слитков является физическое моделирование, поскольку в этом случае удастся контролировать отвод тепла от исследуемого объекта в совокупности с визуализацией основных процессов, сопровождающих наращивание твердой фазы.

Основной целью настоящей работы была разработка физической модели и методики моделирования процесса «мягкого» обжатия непрерывнолитого сляба, а также проверка ее адекватности.

Задача исследований на физической модели заключалась в изучении процессов, происходящих при деформации непрерывнолитого сляба с жидкой сердцевиной. Основное преимущество экспериментов, проводимых на физической модели, по сравнению с производственными условиями, заключается в возможности варьирования температурой, давлением, масштабом установки и другими условиями (при неизменности физической сущности процесса, который исследуется).

Разработанная и использованная в работе модель имитировала поперечное сечение слитка, что позволяет визуализировать процессы деформации твердой корочки во времени, а также осуществлять измерение ее толщины.

Основные параметры физической модели поперечного сечения слитка определялись в следующей последовательности:

– геометрический масштаб μ_L выбирали из условия удобства проведения экспериментов (продолжительность одного эксперимента, возможность визуальных наблюдений и др.);

– временной масштаб μ_τ определяли, исходя из идентичности критерия Фурье ($Fo = idem$)

$$\mu_\tau = \frac{a_m}{a_{st}} \cdot \mu_L^2, \quad (1)$$

где a_m и a_{st} – коэффициенты температуропроводности, соответственно, моделирующего вещества и стали.

Так как при кристаллизации моделирующего вещества присутствует развитая двухфазная зона, то для расчета временного масштаба следует использовать эффективные значения коэффициентов температуропроводности, которые можно определить с помощью уравнения

$$a_{эф} = \lambda / \rho (C + L / \Delta T_{кр}), \quad (2)$$

где λ – коэффициент теплопроводности вещества, Вт/(м К); ρ – плотность вещества, кг/м³; C – средняя массовая теплоемкость вещества, кДж/(кг К); L – теплота кристаллизации вещества, кДж/кг; $\Delta T_{кр}$ – интервал температур затвердевания, К;

– компенсация различий в физических параметрах стали и моделирующего вещества осуществлялась путем регулирования отвода тепла, при этом соблюдалось условие тождественности произведения критерия Бю (Bi) и критерия фазового перехода (N) ($BiN = idem$) [7].

Важным моментом при физическом моделировании «мягкого» обжатия непрерывнолитого сляба является выбор рабочего (моделирующего) вещества, используемого в модели, которое должно удовлетворять следующим требованиям:

- эффективно воспроизводить явления, имеющие место при затвердевании и мягком обжатии сляба;
- иметь механизм образования кристаллической структуры, аналогичный кристаллизации стали (на микро и макро уровне);
- обеспечивать морфологическую устойчивость растущих кристаллов;
- быть оптически прозрачным в жидком и, по возможности, в твердом состоянии для визуального наблюдения за процессом затвердевания, массопереноса и применении оптических методов сравнительных оценок и количественных измерений;
- иметь температуру кристаллизации, близкую к комнатной, что позволяет исключить использование специальных приспособлений для проведения экспериментов;
- обеспечивать возможность обработки закристаллизовавшейся корочки и ее исследование на выявление особенностей макроструктуры;
- быть относительно легкодоступным и недорогим, отвечать требованиям техники безопасности, не требовать специальных условий хранения и сложных технологий подготовки к эксперименту.

Наиболее универсальным из веществ, получивших распространение при моделировании процессов затвердевания в последнее время, является камфен (2, метилен-бициклопентан). Это вещество оптически прозрачно в жидком и твердом состоянии, имеет температуру плавления 42–45 °С, не оказывает вредного воздействия на человека, не требует специальных условий хранения и сложных технологий подготовки к эксперименту. Камфен, как и сталь, является дендритокристаллизующимся веществом, что позволяет моделировать процессы и явления, происходящие в двухфазной зоне [7].

Моделирование мягкого обжатия осуществлялось на лабораторной установке (рис. 1), имитирующей поперечное сечение непрерывнолитого сляба сечением 220×700 мм. Каркас модели был изготовлен из пустотелого алюминиевого профиля сечением 25×25 мм с вваренными в каждую грань патрубками для подвода и отвода охлаждающей воды $\varnothing$ 6 мм и устанавливался на стекле толщиной 6 мм. Конструкция модели предусматривала возможность передвижения широких граней между узкими с помощью упора и винтового механизма, который позволял задавать обжатия по одной грани до 40 мм с шагом 0,1 мм. С помощью подпружиненных упоров осуществлялось прижатие узких граней к широким и исключалось образование зазоров в углах. Для предотвращения кристаллизации моделирующего вещества на стекле использовали электрическую плитку и фен для прогрева мест нежелательной кристаллизации.

Эксперименты проводили в следующей последовательности:

- подставку с помощью регулировочных винтов, приваренных к ее ножкам, и уровня выставляли в горизонтальное положение;

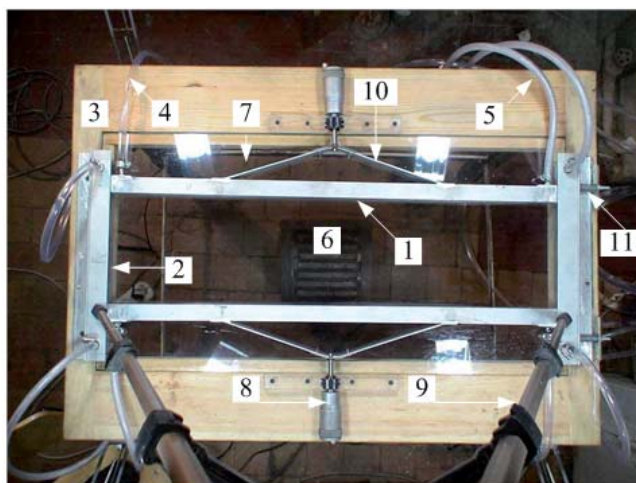


Рис. 1. Установка для физического моделирования метода «мягкого» обжатия непрерывнолитого сляба: 1, 2 – широкая и узкая грани кристаллизатора; 3 – подставка; 4, 5 – шланги для подвода и отвода воды; 6 – электрическая плитка; 7 – стекло; 8 – устройство для обжатия; 9 – штатив для видео камеры; 10 – упор для равномерного обжатия; 11 – подпружиненные упоры

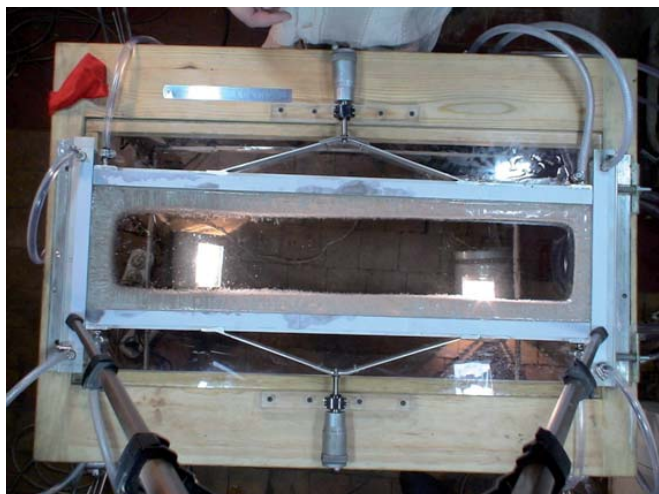


Рис. 2. Состояние моделирующего вещества через 169 мин от начала эксперимента

– монтировали каркас модели, устанавливая ее элементы на стекло и подставку с обязательным промазыванием горизонтальных зазоров силиконом для предотвращения протекания моделирующего вещества;

– присоединяли к штуцерам шланги для подвода и отвода охлаждающей воды и закрепляли их с помощью хомутов. Для предотвращения протекания воды в местах соединения использовали специальную сантехническую паклю;

– перед заливкой камфена включали подачу воды;

– камфен разогревали на паровой бане до жидкого состояния, после чего выливали его в полость модели и начинали отсчет времени эксперимента, параллельно включая камеру для фиксации процесса кристаллизации.

Физическая модель выполнена в масштабе 1:2 по отношению к моделируемому объекту – непрерывнолитому слябу сечением 300×1500 мм. Температура заливки камфена составила $43 \pm 0,5$ °С. Среднее значение температуры воды для охлаждения стенок модели составило 18-20 °С, а расход 100 мм³/с. В разработанной модели предусматривалась возможность регулирования расхода охлаждающей воды для каждой грани отдельно и измерения ее расхода с помощью расходомера. Температура воды на входе и выходе из модели измерялась с помощью ртутного термометра с точностью $\pm 0,1$ °С.

С целью предотвращения влияния теплоотвода через стекло и мениск расплава на процесс затвердевания высота модельного слоя жидкости была принята 20 мм. Процесс кристаллизации наблюдался визуально и фиксировался с помощью цифровой видеокамеры. По полученным видеофайлам осуществлялась количественная оценка кинетики затвердевания, деформации и трещинообразования в затвердевающей заготовке.

На первом этапе лабораторного эксперимента кристаллизацию моделирующего вещества осуществляли до достижения толщины затвердевшей корки 33 мм (30 % твердой фазы). Такая толщина корки была достигнута за 169 мин эксперимента (рис. 2). Т.е. скорость кристаллизации составила около 0,2 мм/мин., а коэффициент кристаллизации, соответственно, 2,54 мм/мин^{0.5}.

После этого осуществляли механическое обжатие оболочки слитка на 5 мм для каждой грани и оценивали ее состояния. Деформации поверхности и трещин после такого воздействия установлено не было, что, вероятно, связано с частичным уплотнением твердой фазы и вытеснением жидкой фазы в вертикальной плоскости. При дополнительном обжатии каждой грани на 5 мм произошло выпучивание твердой фазы в районе узких граней на высоту около 5 мм (рис. 3), но трещин по периметру оболочки установлено не было.

Выводы

В результате проведенной работы разработана установка и предложена методика исследований, связанных с изучением воздействия «мягкого» обжатия на качество сляба. Предварительные исследования на физической модели показали ее достаточную работоспособность, а также позволили установить некоторые технические и методические недостатки. Предложенная модель впервые позволила визуализировать процессы, сопровождающие деформацию твердой корочки заготовки при ее мягком обжатии. При доле жидкой фазы около 30 % деформация сляба на 10 мм не сопровождается трещинообразованием, однако имеет место выпучивание узких граней и частичное перетекание жидкости из объемов, подвергшихся обжатию в соседние объемы заготовки.

В ходе дальнейших исследований будут внесены корректировки в конструкцию экспериментальной установки и осуществлено моделирование основных параметров процесса динамического мягкого обжатия с це-



а)



б)

в)

Рис. 3. Выпучивание оболочки слитка возле узких граней при обжатии на 10 мм (а, б) и характер кристаллизации моделирующего вещества (в)

люю определения их оптимальных значений, а именно, соотношения доли твердой и жидкой фазы в момент механического воздействия, а также величины и скорости деформации оболочки слитка.

Библиографический список

1. Смирнов А.Н., Куберский С.В., Штепан Е.В. Непрерывная разливка стали (Учебник). – Донецк: Дон-НТУ, 2011. – 482 с.
2. Бринза В.В. Определение эффективных условий деформирования непрерывнолитых слябов с жидкой сердцевиной // *Металлург. и горноруд. пром-сть*. – 2002. – № 10. – С. 68-234.
3. Смирнов Е.Н. Развитие научных основ повышения качества сортового проката из непрерывнолитой стали и совершенствование технологии производства; дис. д.т.н. 05.03.05. – Донецк, 2009. – 577 с.
4. Буланов Л.В., Юровский Н.А., Химич Т.Г. и др. Математическая модель и расчет параметров «мягкого» обжата непрерывнолитых заготовок // *Металлург. и горноруд. пром-сть*. – 2003. – № 8. – С. 126-130.
5. Мазур И.П., Барышев В.В., Седых М.О. Математическая модель упругопластического деформирования непрерывного слитка с жидкой сердцевиной // *Производство проката*. – 2002. – № 9. – С. 2-6.
6. Борисов В.Т. Теория двухфазной зоны металлического слитка / – М.: Металлургия. – 1987. – 224 с.
7. Smirnov A., Ukhin V. Rhomboidity Phenomena During Solidification in the CCM Mould / *Simulation and Modelling of Metallurgical Processes in Steel-making, Steelsim 2009*. – September 8-10, 2009, Leoben /Austria. – CD-print.

УДК 669.184

Паниотов Ю.С. /к.т.н./, Лысенко Т.И. /к.т.н./
НМетАУ

Согласование работы агрегатов конвертерного цеха

Проведен анализ работы агрегатов конвертерного цеха. Предложен график согласования их работы в условиях ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского». Ил. 3.

Ключевые слова: МНЛЗ, разливка, ковертерная плавка

The analysis of converter shop unit's work was held. Schedule of their work coordination at DMZ conditions was proposed.

На ДМЗ им. Петровского планируется реконструкция конвертерного цеха с частичной разливкой стали на МНЛЗ в квадратную заготовку. В связи с этим возникает необходимость согласования работы конвертера, АКП и МНЛЗ с учетом возможных отклонений по длительности циклов плавки и разливки.

Для обеспечения работы МНЛЗ сериями в режиме плавка на плавку необходимым условием является равенство времени циклов плавки и разливки.

По ряду технологических и организационных факторов в производственных условиях всегда существует некоторая дисперсия относительно среднего значения как по циклу плавки, так и по циклу разливки.

На рис. 1 и 2 приведены данные статистической обработки массива паспортов конвертерных плавков на ДМК им. Дзержинского. При средней длительности цикла плавки 46,7 мин, среднеквадратичное отклонение составляет 7,45 мин. По циклу разливки на МНЛЗ среднее значение 46,02 мин и среднеквадратичное отклонение 7,02 мин.

Взаимосвязь длительности плавки и разливки описывается зависимостью:

$$T_p = 0,395 + 0,9968 \cdot T_{пл}, \text{ мин} \quad R^2 = 0,9179,$$

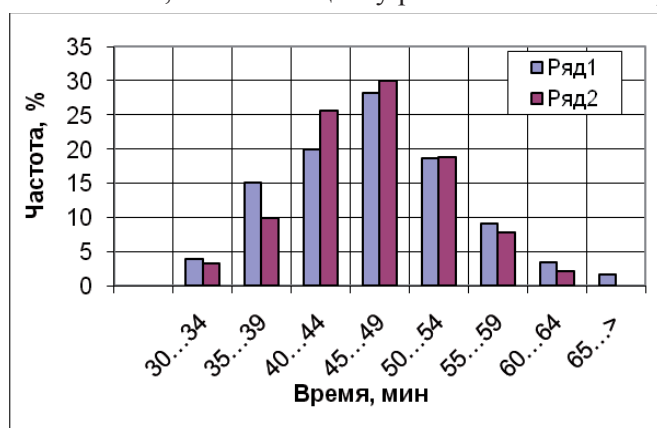


Рис. 1. Частотные распределения по длительности плавки (Ряд 1) и разливки (Ряд 2)

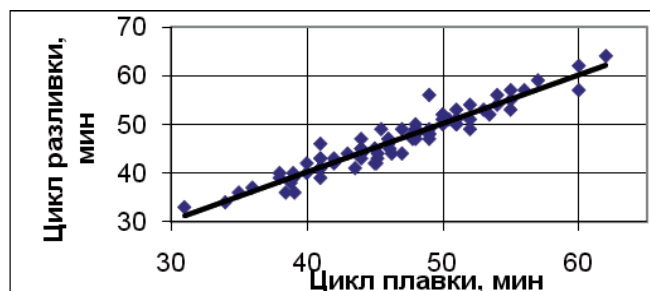


Рис. 2. Взаимосвязь длительности плавки и разливки

где T_p, T_{Π} - соответственно, длительности разливки и плавки, мин.

Наличие в технологической схеме агрегата ковш – печь (АКП) решает как задачи повышения качества стали и ее подготовки к разливке, так и вопрос согласования работы конвертера и МНЛЗ. Для этого в циклограмме работы АКП наряду с временем, необходимым для десульфурации стали, корректировки ее состава и усреднения, должно быть предусмотрено время для ожидания разливки, величина которого определяется дисперсией циклов плавки и разливки относительно среднего значения.

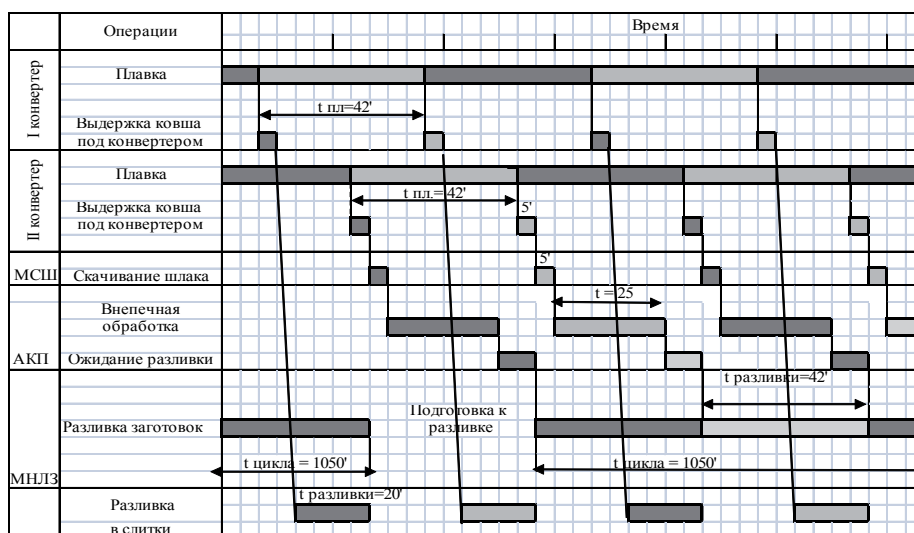


Рис. 3. График согласования работы агрегатов конвертерного цеха

Технологическую линию сталеплавильный агрегат (конвертер или ДСП) – АКП – МНЛЗ – по организации производства можно рассматривать как непрерывно работающий конвейер для получения стальных заготовок. Производительность такого конвейера определяется тактом его работы и массой плавки, а такт работы – наиболее медленной операцией. Такой операцией в этой технологической схеме может быть разливка на МНЛЗ.

На рис. 3 предлагается график согласования работы конвертера, АКП и МНЛЗ с учетом возможных отклонений по длительности циклов плавки и разливки.

Согласование работы конвертера и МНЛЗ проводится за счет выдержки металла в ковше на АКП (ожидание разливки), длительность которой меняется в зависимости от отклонений от средних значений.

Выводы

Предложен график согласования работы конвертера, АКП и МНЛЗ для условий реконструкции конвертерного цеха завода им. Петровского.



УДК 669.013

Смирнов А.Н. /д.т.н./

ГВУЗ «Донецкий НТУ»

Куберский С.В. /к.т.н./

Донбасский ГТУ

Некоторые особенности развития концепции металлургических микро-заводов в Украине

Оценено состояние внутреннего рынка металлопродукции в Украине. Рассмотрены перспективы развития металлургических микро-производств. Показаны основные преимущества металлургических микро-заводов в условиях модернизации производства. Предложены основные подходы к созданию концепции современного микро-завода. Отмечена необходимость создания новых технологий и оборудования для производства металлопродукции с использованием агрегатов небольшой единичной емкости. Библиогр.: 6 назв..

Ключевые слова: внутренний рынок, микро-завод, агрегаты небольшой емкости, выпечная обработка, непрерывная разливка

Evaluated the state of the domestic market of metal products in Ukraine. Consider the prospects of development of metallurgical micro enterprises. Shows the main advantages of the metallurgical micro-factories in the conditions of modernization of production. The main approaches to creation of the concept of a modern micro-plant. To the necessity of creation of new technologies and the equipment for manufacture of metal products with the use of units of a small unit capacity.

Keywords: internal market, micro-plant, units of small capacity, out-of-furnace processing, continuous casting

Металлургия Украины является экспортно-ориентированной отраслью народного хозяйства и очень сильно зависит от мировых тенденций развития этого сектора. Основная доля металлопродукции (около 80 %)

передовых металлургических стран мира производится для внутреннего рынка, а в Украине наблюдается прямо противоположная картина.

Анализируя имеющиеся данные, можно отметить, что в 80-е и 90-е годы прошлого века объемы внутреннего потребления металлопродукции составляли 24-27 млн. т, а это составляет около 70 % нынешнего производства. Поэтому развитие внутреннего рынка, где основными потребителями могут быть предприятия машиностроения, строительной индустрии и энергетики, является актуальной и перспективной задачей.

Последние годы в Украине, России и ряде других стран бывшего СССР дискусируется и частично реализуется концепция так называемых микро- и мини-заводов (ММЗ). Из множества публикаций на эту тему, а также опыта реализованных проектов можно все же отметить, что данный подход является достаточно перспективным и эффективным направлением для металлургического комплекса Украины и особенно для насыщения внутреннего рынка металлопродукцией, пользующейся повышенным спросом на региональном уровне.

Основная цель данной работы предусматривала оценку состояния и развитие концепции ММЗ в Украине.

Металлургические предприятия малых форм можно разделить на три основные категории: микро-заводы, имеющие производительность от 0,025 до 0,250 млн. т/год сортовой и листовой продукции из стали, миди-заводы производительностью от 0,250 до 0,600 млн. т/год и мини-заводы, производящие 0,5-2,0 млн. т металлопродукции в год [1]. По данным [1] наибольшее распространение в мире имеют микро-заводы, составляющие практически половину всех введенных в эксплуатацию металлургических заводов малых форм, на долю миди-заводов приходится около 30 %, а мини-заводы занимают 20 % рассматриваемого сегмента производителей металлопродукции.

Реализация концепции мини-заводов достаточно привлекательна с точки зрения внедрения и использования современных технологий позволяет максимально подстроиться под потребности рынка и конкретного заказчика, сэкономить на транспортных расходах – перевозке сырья, сбыте. Такие предприятия, как правило, ориентированы на локальный рынок. В производстве задействовано сравнительно немного персонала – не более 2 тыс. человек, включая вспомогательных работников. Производительность труда на таких производствах в разы, а иногда и десятки раз выше, чем на традиционных при значительно меньших издержках производства и теплоэнергетических затратах.

В Украине распространение ММЗ пока носит ограниченный характер. Из 13 проектов запуска электросталеплавильных производств ММЗ в Украине, объявленных в 2004-2009 гг., в настоящее время работают 4, 5 предприятий находятся на стадии проектирования, а 4 строятся. В настоящее время из действующих отечественных металлургических предприятий к категории ММЗ можно отнести 11. Причем по объемам производства под классификацию микро-заводы подпадают 5 предприятий, миди-заводы 2, а мини-заводы 3. По итогам работы за 2011 г. эти предприятия произвели около 3,5 млн. т продукции, что составляет всего лишь 10 % от объемов стали произведенной украинскими металлургами, а с учетом их полного производственного потенциала, оцениваемого в 6 млн. т/год, эта цифра может вырасти до 18 %.

Однако, учитывая обозначившуюся тенденцию, можно предположить, что в металлургии 1-ой половины XXI века особую нишу найдут металлургические микро-заводы с объемами производства 20-250 тыс. т стали в год, созданные на основе современных высокоэффективных технологий.

Анализ современных микро-заводов показывает, что большинство из них используют технологическую схему ЭДП – У КП (вакууматор) – МНЛЗ.

Такая схема является достаточно эффективной как при строительстве новых микро-заводов, так и при реконструкции металлургических, машиностроительных и литейных предприятий.

В настоящее время на территории Украины имеется достаточно большое количество предприятий, не интегрированных в современную схему микро-завода, с электродуговыми и индукционными печами. Часть из них работает на литейный сектор, а часть вообще не использует плавильные мощности, сохранив лишь свою механосборочную составляющую. Кроме того, есть пустующие промышленные площадки, на которых когда-то существовали предприятия интересующего нас сектора, и их использование для строительства микро-заводов вполне возможно и экономически оправдано.

Оценивая привлекательность таких предприятий и площадок для развития сектора микро-заводов, необходимо отметить следующие положительные моменты:

- рассредоточенность их практически по всей территории страны, в отличие от более компактного расположения крупных металлургических предприятий в восточной ее части. Это является достаточно важным фактором, способствующим развитию данного типа предприятий, ориентированных на региональный рынок сырья и сбыта продукции;

- наличие основных и крайне необходимых для технологического процесса зданий, сооружений, коммуникаций и развитой транспортной инфраструктуры, а также плавильных участков и цехов с соответствующим технологическим и вспомогательным оборудованием;

- обеспеченность необходимыми трудовыми и энергоресурсами (для случая сохранения проектных объемов производства);

- наличие определенного портфеля заказов и рынка сбыта продукции;

– заинтересованность местной власти в развитии производства, способствующего решению проблем занятости, обеспечивающего поступления в местный бюджет, содействующего в решении ряда хозяйственных проблем региона. Особенно рациональной на, наш взгляд, представляется схема, когда часть собственности таких предприятий принадлежит местным советам.

Подходы к техническому перевооружению таких предприятий, в зависимости от их специализации, активности на рынке производства и реализации металлопродукции, технического состояния, оснащенности необходимыми технологическими агрегатами и их единичной мощности могут быть разные и требуют достаточно глубоких исследований.

Однако уже сейчас можно предложить основные направления, которые необходимо использовать в развитии концепции технического перевооружения действующих предприятий с целью функционального и технического перепрофилирования их к требованиям современных микро-заводов. Для всех заводов необходимо наличие современных электросталеплавильных мощностей.

Второй технологический узел современного микро-завода внепечная обработка. Наличие традиционной У КП может быть оправдано лишь для предприятий, использующих плавильные агрегаты более 10 т, так как для ковшей меньшей емкости такие установки практически не производятся. Широко используемые в большой металлургии способы обработки расплавов гранулированным магнезиом, различными проволоками малоэффективны для ковшей небольшой емкости (0,5-6 т), что связано с небольшими их геометрическими размерами и большой скоростью остывания в них металла, а следовательно, с необходимостью обеспечения большей температуры перед проведением заключительных операций. Для проволоки, как и для магнезита, необходима большая глубина ввода, а при использовании ферросплавов угар их тем выше, чем выше температура обрабатываемого металла. В этом случае необходимо вести поиск альтернативных высокоэффективных способов. Одним из таких решений может быть метод дугового глубинного восстановления элементов (ДГВ) для раскисления, легирования и рафинирования железоуглеродистых расплавов способный одновременно решать две основные задачи внепечной обработки – раскисление-легирование (рафинирование) и нагрев [2, 3]. Такой способ прошел успешное лабораторное и промышленное опробование при десульфурации чугуна и стали магнезиом, восстанавливаемым из магнезита и легировании металла марганцем, извлекаемым из ферросплавных шлаков.

Привлекательность способа заключается в возможности использования для обработки чугуна и стали вторичных материалов, а также отходов металлургического производства взамен дорогостоящих, энерго- и ресурсоемких ферросплавов. К тому же параллельно решаются важные экологические и природоохранные проблемы. Данная технология показывает свою достаточно высокую эффективность именно при обработке небольших порций металла, и была реализована для ковшей 0,16 т и 1,0 т, а также при обработке в индукционной печи емкостью 0,06 т [4]. Кроме того, данная технология может быть использована на заключительном этапе получения заготовок из жидкого металла, а именно, для обработки в промежуточном ковше МНЛЗ, что позволит управлять температурным режимом и увеличить эффективность раскисления, легирования и рафинирования металла многими элементами (в связи с более поздним временем их присадки).

Перспективным представляется также использование ДГВ для получения жидкой лигатуры с последующей обработкой ею металла. В этом случае можно использовать индукционную печь небольших размеров (в зависимости от потребности предприятия), работающую в миксерном режиме, и в имеющийся расплав восстанавливать необходимые элементы (Mn, Si, V, Cr и т.д.) из вторичных материалов, а также отходов.

Использование ДГВ для обработки расплавов на микро-заводах является также привлекательным с точки зрения наличия необходимых источников электроэнергии (печных трансформаторов), устройств для введения дуговых блоков в металл (электрододержатели), а также вспомогательных участков и отделений для их изготовления, характерных машиностроительным и литейным цехам (участки по механообработке, дроблению, рассеву, смешиванию, формовке, сушке и т.д.).

Определенный интерес для внепечной обработки микро-объемов металла представляет также разработанная авторами [5] установка, позволяющая погружать в металлические расплавы с большей плотностью менее плотные материалы, имеющие большую электропроводность, а также осуществлять эффективное раскисление, легирование и рафинирование металла путем создания соответствующей гравитационной и гидродинамической обстановки. Такая установка может использоваться для ковшей небольшой емкости, а также промежуточных ковшей МНЛЗ после осуществления некоторых их конструктивных изменений. Одним из достоинств способа является возможность приложения электромагнитного воздействия лишь к небольшому объему металла, находящемуся в активной части установки, а за счет организуемой вынужденной циркуляции обрабатывается весь металл за сравнительно небольшой промежуток времени, что способствует значительной экономии средств при проектировании, изготовлении и эксплуатации установки.

В [6] рассмотрена возможность объединения технологий ДГВ и ЭМУГ при десульфурации чугуна магнезиом, восстанавливаемым из магнезита. Создание электромагнитного утяжеления в объеме чугуна способствует более полному усвоению магнезита расплавом и увеличению степени его использования на реакции взаимодействия с серой. Направленный вниз под действием скрещенных магнитного и электрического полей поток чугуна движется навстречу всплывающим пузырям магнезита, образовавшимся в результате алюмотермии магнезита.

незита. Этим достигается торможением абсолютной скорости всплывания пузырей, что увеличивает время пребывания их в глубине расплава, а также степень десульфурации и использования магния.

Третьей составляющей технологической цепочки производства стали как для интегрированных предприятий, так и для микро-заводов, является разливка. Для большинства современных микро-заводов характерно наличие непрерывного способа разливки с получением сортовой.

Такая же схема может рекомендоваться и при создании новых отечественных микро-предприятий. В этом случае наиболее целесообразно использовать компактные 1-но ручьевые радиальные МНЛЗ. Разливка может осуществляться как одиночными плавками, так и небольшими (2-3 плавки) сериями. Кроме того, скорость разливки в таких условиях будет значительно меньше значений, достигнутых для аналогичных установок, работающих в условиях интегрированных предприятий.

В качестве альтернативы МНЛЗ могут быть предложены установки для полунепрерывной разливки, которые обеспечивают наибольшую эффективность в случае производства слитков из специальных и высоколегированных сталей. Не исключается также возможность эксплуатации в таких условиях горизонтальных МНЛЗ.

Отмеченные подходы несколько отличаются от традиционно принятых как с точки зрения увеличения скорости разливки, так и ее серийности, однако даже при таком подходе продукция реконструированных микро-заводов может быть вполне конкурентоспособной.

Проведенный анализ позволяет сделать следующие основные выводы:

- черной металлургии Украины крайне необходимы радикальные шаги в сторону увеличения доли продукции, реализуемой на внутреннем рынке;

- в настоящее время в Украине функционирует целый ряд предприятий малых металлургических форм требующих коренной реконструкции и технического перевооружения. Причем одни из них работают на 10-15 % своих былых возможностей, а некоторые практически прекратили производственную деятельность и сохранили лишь часть своих основных фондов в виде зданий, сооружений, коммуникаций, некоторого технологического оборудования и т.д.;

- учитывая современные тенденции развития мировой металлургии, а также сложившиеся партнерские отношения отечественных металлургов с потребителями продукции, можно предположить, что одним из наиболее перспективных направлений для развития и заполнения внутреннего рынка металлопродукции может быть реконструкция действующих машиностроительных и литейных предприятий, а также строительство новых, соответствующих по своей структуре современным металлургическим микро-заводам;

- медленная реализация концепции современных микро-заводов в нашей стране обусловлена не только финансовыми проблемами, но и отсутствием соответствующего инжиниринга для строительства и технического перевооружения предприятий такого типа;

- особое внимание в организации эффективного производства на микро-заводах необходимо уделить этапам внепечной обработки и разливки металла, так как реализуемые на интегрированных предприятиях их прототипы зачастую не могут быть адаптированы к мелкотоннажным агрегатам. Технологии внепечной обработки и разливки, используемые в настоящее время на большинстве мелких предприятий, значительно уступают по эффективности своим аналогам, рассчитанным на высокую интенсивность и объемы производства;

- особого внимания заслуживают технологии ДГВ и ЭМУГ, которые могут эффективно использоваться для обработки жидкого металла в агрегатах и ковшах небольшой единичной емкости, а также промежуточных ковшах МНЛЗ.

В ходе дальнейших исследований предполагается создание концепции современного отечественного микро-завода, технологий и оборудования, обеспечивающих получение конкурентоспособной продукции с высокой добавленной стоимостью.

Библиографический список

1. Trupiano A. La Metallurgia Italiana, 89 (1997). – № 7-8. – Р. 31.
2. Куберский С.В. Электродуговое извлечение полезных примесей металлургических отходов и вторичных материалов в железоуглеродистые // Металлург. и горноруд. пром-сть. – № 7. – 2010. – С. 168–169.
3. Низяев К.Г., Бойченко Б.М., Стоянов А.Н., Душа В.М. Рафинирование чугуна и стали в ковше погружаемой электрической дугой / Теория и практика металлургии. – 2003. – № 4. – С. 23-26.
4. Семирягин С.В., Дорофеев В.Н., Куберский С.В., Эссельбах С.Б. Технологические особенности десульфурации чугуна магнием, восстановленным в глубине металлического расплава / «Экология и безопасность жизнедеятельности – 2004»: Матер. междунар. науч. конф. (Гурзуф, Крым, 21-27 августа 2004 года): Сб. научн. трудов. – Алчевск: ВУО МАНЭБ, ДГМИ, 2004. – С. 17-25.
5. Эссельбах С.Б., Эссельбах В.С., Куберский С.В. Использование электромагнитных воздействий для получения лигатур, рафинирования чугуна и улучшения экологических условий процес сов / Вестник. МАНЭБ. – Т. 11. – 2006. - № 4. – С. 104-107.
6. Куберський С.В., Семірягін С.В., Ессельбах С.Б., та ін. Деклараційний патент на корисну модель. Україна: № 10494. Спосіб обробки чавуну / заявник та власник патенту Донбаський державний технічний університет. – № 2 00504259; заявл. 04.05.05; опубл. 15.11.05, Бюл. № 11. – 6 с.

УДК 669.18

Охотский В.Б. /д.т.н./

НМетАУ

Эволюция сталеплавильных технологий. Разливка в слитки

Изложен процесс совершенствования технологий разливки стали в слитки и проанализированы закономерности некоторых из них. Ил. 1. Библиогр.: 2 назв.

Ключевые слова: разливка, слиток, закономерности

История. Первая жидкая сталь на заводе производилась в мартеновских печах. Мягкая сталь разливалась в слитки весом 140-330 кг, а рельсовая сечением $\square 381/347 - 820-1060$ кг. В 1898 г. слиток мягкой стали увеличили до 660 кг. Но еще и в 1925 г. в мартеновском цехе отливали мелкие слитки весом до 130 кг, хотя максимальная их величина возросла до 2,5 т.

Бессемер. В 1913 г. профессор С.-Пб. Горного института известный металлург В.Н. Липин сравнил рельсовую сталь Александровского завода, содержащую 0,32-0,46 % С, 0,14-0,20 Si, 1-1,3 Mn, 0,1 Н, 0,055 % S, с рельсовой сталью разных стран и отметил, что в США за последние годы содержание в ней углерода выросло с 0,5 до 0,6 %, кремния практически не изменилось, составлял 0,12 %, при содержании марганца 0,11-0,15 %, что повысило служебные свойства рельсов.

В 1940 г., исследуя причины брака отечественного рельсового металла, пришли к выводу, что он растет при увеличении содержания в чугуне марганца и кремния. В первом случае с ростом содержания оксида марганца в шлаке последний разжижался, что увеличивало интенсивность поступления в металл кислорода и его содержание в стали, вызывая брак по плене и рванине. С ростом содержания в чугуне кремния увеличивалась температура продутной стали и содержание в ней азота, что вызывало брак по копровым испытаниям.

Но и в 1955 г. вновь пришлось вернуться к вопросу о качестве бессемеровского рельсового слитка, который уже достиг веса 4,5 т, установив влияние на его брак и выход рельсов 1-го сорта температуры стали на выпуске, состояния внутренней поверхности изложниц, их температуры перед покраской, закругления углов, диаметра сифонной проводки, режима наполнения прибыли. До производства рельсовой стали кислородно-конвертерным процессом оставался всего год!

В 1953 г. руководитель конвертерной группы ЦЗЛ к.т.н. Лившиц С.И. провел исследование качества кипящей бессемеровской стали, разлитой сифоном и сверху. Преимущества в 4 раза более медленной сифонной разливки, устраняющей брак и зачистку проката по рванине, были бесспорны, но пропускная способность разливочного пролета в эпоху, когда производительность играла ведущую роль, была недостаточной.

Полуспокойная сталь. В 1930 г. в своей многотомной монографии «Металлургия чугуна, железа и стали», изданной в год смерти одного из выдающихся отечественных металлургов академика В.Н. Липина (1858-1930), автор, похоже, человек категоричный и эмоциональный, выделил курсивом тезис: «Давно пора расстаться с разливкой кипящей стали... Надо считать правильным, раскислять ванну металла марганцем или одновременно, или вслед за введением марганца вводить ферросилиций» (том II, часть 1-я, с. 292-293). И подтверждал свою мысль риторическим вопросом: «Для чего нужна болванка, строением подобная швейцарскому сыру?... Мнение, что при прокатке мягкого железа пузыри завариваются – лишено здравого смысла... к этому же пришли и в Америке и там для раскисления пользуются ферросилицием в широких размерах при изготовлении всех сортов металла...».

В.Н. Липин, заслуженный профессор С.-Пб.ГИ, как было принято в то время, посетил в конце XIX века металлургические предприятия Западной Европы и США и возможно, встречал случаи получения стали, которую впоследствии назвали Semikilled (полуспокойной ПС). По публикациям можно составить хронику событий в XX веке:

- 1928/29. МакМЗ, мартеновское листовое кровельное железо перестало свариваться при содержании 0,08-0,11 % С, 0,3-0,4 % Mn, 0,07-0,10 % Si;
- 1936. «Коминтерн» производил из мартеновской стали белую жесть, содержащую 0,08-0,09 % Si;
- 1943. Австралия, производство мартеновской стали с 0,25-0,30 % С, 0,08-0,10 % Si с присадкой в ковш 4-7 г/т алюминия;
- 1945. 28-я Конференция ОНР (США), 6 докладов по производству ПС, в том числе, содержащей 0,18-0,24 % С, 0,4-0,5 % Mn, 0,05 % Si по SAE 1020, SAE 1015;
- 1949. Ежегодная конференция EFSP, 3 доклада по ПС в электрометаллургии;
- 1950. Первый доклад JiSi (В. Британия) по дефектам стали с 0,18-0,20 % С, 0,5-0,8 % Mn, 0,06-0,10 % Si с рекомендацией ограничить содержание кремния и присаживать в ковш до 30 г/т алюминия;
- 1950-е гг. 34 завода США (общее количество свыше 120) производят ПС, предприятия В.Британии имеют в своем сортаменте, в среднем 20 % ПС, некоторые – до 50 %; на некоторых предприятиях Германии производится до 50 % ПС;

- 1960. Индия, ПС рельсовая сталь с 0,5-0,6 % С;

- 1962. ДМЗ, освоено производство стали 3пс, 5пс, К-67;

- 1963. ДМЗ, изучена сегрегация в стали К3пс.

- 1966. ДМЗ. При выплавке 3пс в 90т МП и 32т КК отказались от добавки алюминия в ковш, увеличили удельный расход 45 % Ø Cu и в 2 раза скорость наполнения изложниц, что снизило брак по рванине с 2,13 до 0,57 %, а по усадочным дефектам с 0,46 до 0,26 %, выйдя на уровень, сохранившийся до 2000-х гг.; в этом же году освоили производство низколегированной 18 Гпс;

- 1967. ДМЗ. Исследовали возможность химического закупоривания кипящей стали кремнием, но из-за увеличения загрязненности металла, включениями от этой технологии отказались так же, как и от использования полузакрытых изложниц с накрыванием слитка вогнутыми крышками;

- 2011. ДМЗ Опробована технология частичного ХЗА ст.3пс (3ПСа). Сопоставительный анализ брака по рванине (Рв) ст.3пс по старой (2007) и новой (2011) [1] технологиям представлен на рис. 1. Если увеличение содержания углерода в ст.3пс, разливавшейся сифоном, сопровождалась монотонным ростом брака по рванине в диапазоне 0,14-0,20 % С (рис. 1а, линия 1), то для ст.3ПСа как при разливке сверху (линия 2а), так и сифоном (2б), брак максимизируется в точке J системы Fe-C, которая близка к критическому интервалу 0,19-0,21 % С, для которого характерны минимальная величина полной допустимой деформации в интервале хрупкости, наиболее медленное восстановление пластичности, наибольшее значение модуля упругости, наименьшая усадка при температуре затвердевания, значительно пониженная пластичность, что повышает красноломкость стали. В точке максимума брак по рванине стали разлитой сифоном больше, чем при разливке сверху, очевидно, в силу большего окисления металла при медленной разливке.

Новая технология [1], использующая пониженное содержание в стали кремния, безопасна при $Si \geq 0,04$ % (рис. 1б). Совместное влияние на брак по рванине углерода и кремния описывается уравнением реакции $Si + 2CO \rightarrow SiO_2 + 2C$, показатель распределения которой $K' = C^2 / Si$. Результаты расчеты величины K' по [2] представлены на рис. 1в точками Т при температуре разливки стали и L – ее температуры ликвидуса. Максимизация рванин на ст.3пс происходит вблизи точки Т, а ст.3пСа – между точками Т и L при разливке сифоном и, возможно, точки L – сверху.

Прибыль слитка. Исследования необходимого объема и рациональной конструкции прибыльной надставки спокойного слитка были выполнены еще в 1955-60 гг. под руководством начальника ЦЗЛ к.т.н. Беды Н.И., счастливо сочетавшем глубокие знания теплофизических процессов на границе сталеплавильного и прокатного производства. В результате в этот период и в дальнейшем (1963, 1967) не останавливалась борьба за экономию металла, в том числе под теплоизолирующими смесями (1969, 1985).

Спринтерским рывком в решении этой проблемы стало опробование вместе с ИЧМ (1972) вкладышей разного состава на слитках трубного металла весом 5,3-6,1 т в изложницы, уширенные кверху и к низу, в результате чего потери металла снизились с 15 до 12 %.

Шлакообразующие смеси. Одним из первых (1972) завод стал применять шлакообразующие смеси при разливке углеродистого трубного металла, разработав недорогостоящую ШОС с низкой температурой плавления и метод ее ввода в изложницу. Стойкость изложниц увеличилась на 25 %, а пораженность металла дефектами снизилась: трещинами на 43 %, рванинами на 71 %, шлаковыми включениями на 93%, выход трубной заготовки 1-го сорта вырос с 96 до 99,1 %, объем работ по ее ремонту уменьшился в 2,4 раза.

Выводы

Завод успешно работал во всех основных направлениях совершенствования разливки стали в слитки, будучи в ряде случаев первопроходцем.

Библиографический список

1. Заспенко А.С., Онацкий С.М., Шибко А.В. и др. // Металлург. и горнорудн. пром. - 2011. - № 6. - С. 6-7.
2. Охотский В.Б. Модели металлургических систем. – Днепропетровск: Системные технологии, 2006. – 287 с.

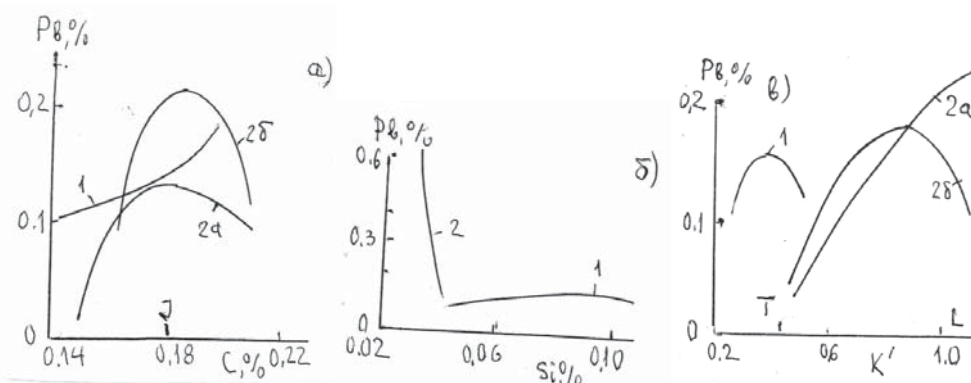


Рис. 1. Зависимость брака стали по рванине от содержания углерода (а), кремния (б) и показателя K' (в)

УДК 669.18

Заспенко А.С., Онацкий С.М., Шибко А.В. /к.т.н./
ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского»Охотский В.Б. /д.т.н./, Лымарь Р.В.
НМетАУ

Эволюция производства стального слитка промежуточных структур

Изложена история и современное состояние технологий производства стали промежуточных структур в сталеплавильном производстве завода. Ил. 2. Библиогр.: 8 назв.

Ключевые слова: сталь, слиток, промежуточная структура

История состояния вопроса. В начале 1950-х гг. руководитель конвертерной группы ЦЗЛ завода к.т.н. Лившиц С.И. провел сопоставительный анализ разливки кипящей бессемеровской стали в 4т слитки сифоном и сверху [1]. Скорость разливки составляла, соответственно, 0,24-0,28 и 0,68-0,88 м/мин, что обеспечивало толщину беспузыристой корки 1,8-4,0 и 0,5-1,2 мм, отсутствие брака и зачистки в первом и 1-6 % и до 10 % зачистки рванин во втором случае. Несмотря на более высокую трудоемкость подготовки составов к сифонной разливке решение было принято в ее пользу. Установили, что брак по рванине в прокате минимизируется при оптимальных содержаниях 0,3-0,4 % Mn и 0,06-0,10 % C и скорости наполнения изложницы 0,16-0,20 м/мин.

Завод выбрал качество, в то время, как в США около 75 % всей стали разливалось сверху с большой скоростью и действовала зачистка проката в потоке, что максимизировало производительность.

В 1964 г. с целью уменьшения неоднородности 5,2 т кипящего слитка провели исследование по его химическому закупориванию 75 % ферросилицием, но возникли усадочные пороки и дефекты, связанные с недостаточной толщиной беспузыристой корки. В 1965 г. опробовали вогнутые крышки для накрывания слитка, сделали изложницы с полужакрытым верхом, добились экономии обрезки [2]. Но уже наступала эпоха полуспокойной стали.

Еще в 1962 г. одними из первых в ККЦ завода или выплавку ст. 3пс, ст. 5пс, полуспокойных К-62 и Р-24 [3], а затем началось массовое производство стали 3пс на 90 т МП и 32т КК и ее разливка в 5,2 т слитки с увеличением скорости наполнения изложницы с 0,20-0,25 до 0,4-0,5 м/мин. В 1966 г. отказались от добавки алюминия в ковш. Брак металла по рванине снизился с 2,13 до 0,57 %, а по усадочным порокам с 0,46 до 0,26 % [4], и полуспокойная сталь воцарилась почти на полвека, являясь в последнее время главной группой марок стали предприятия.

Годы шли, и в новых экономических условиях, когда приоритетом стала минимизация себестоимости продукции, завод, как и всегда, готов отвечать на вызов времени. Разработана новая технология частичного химического закупоривания слитка в изложнице алюминием при разливке стали сифоном и сверху. В результате, по сравнению с полуспокойной сталью сверхнормативная обрезь снизилась с 0,71 до 0,34 %, а брак с 0,080 до 0,065 % [5].

Модель процесса. Получение слитка нужной промежуточной структуры (ПС, ХЗК, ХЗА) обеспечивается определенным содержанием в стали кислорода и своевременным прекращением его реакции с углеродом, сопровождающейся образованием пузырей, вводом элементарного раскислителя (ЭР). Известны выражения для расчета оптимального содержания кислорода в стали на выпуске, зависящего от содержания в ней углерода и марганца [6], удельного расхода на ее раскисление ферромарганца и алюминия [7]. Как правило, сталь содержит два и более ЭР, которые определяют ход образования промежуточной структуры на этапе кипения (А) и после его прекращения (Б). Это всегда углерод, марганец, кремний, в том числе в концентрациях 10^{-3} - 10^{-2} %, и, следовательно, раскисление носит комплексный характер. В [8] изложена теория и практика такого процесса.

Анализ ситуации. Представляет интерес анализ новой технологии [5] с позиций комплексного раскисления стали промежуточной структуры [8]. Выплавленная согласно технологии [5] сталь содержит фактически 0,03-0,07 % Si, соответствующие ст. 3пс концентрации углерода и марганца и раскисляется в ковше алюминием с удельным расходом в среднем $m_{Al} = 270$ г/т.

Если поведение стали в изложнице определяется произ-

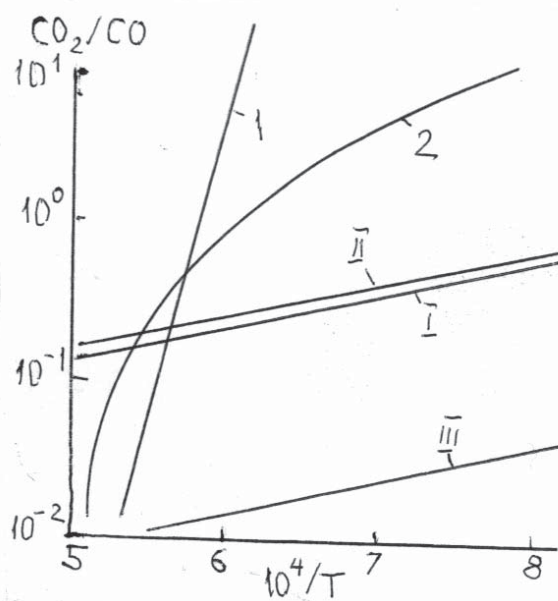


Рис. 1. Зависимость m_{Al} (а) и брака стали (б) от величины P_1 .

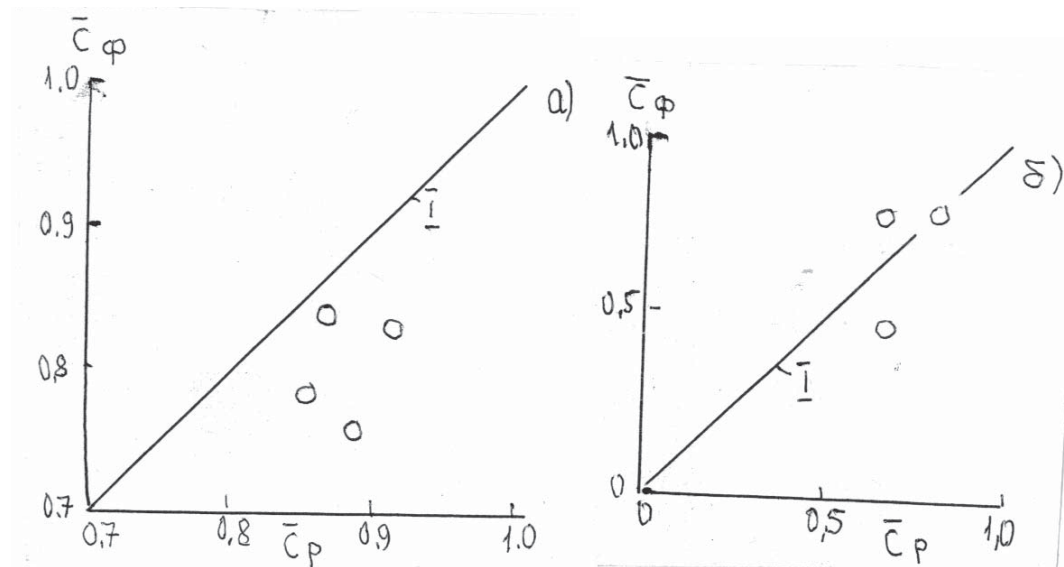


Рис. 2. Зависимость m_{Al} (а) и брака стали (б) от величины P_2 .

ведением $P_1 \equiv C \cdot Mn$, то можно сопоставить параметры и результаты новой технологии с данными, представленными на рис. 2б и рис. 5 практики получения химически заупоренной алюминием (ХЗА) стали [8].

На рис. 1а сопоставлен удельный расход алюминия m_{Al} , г/т при разливке ст.3ХЗА сверху (линия 1) и сифоном (линия 2) [8] с фактическим m_{Al} , использованным в новой технологии [5] (область А), которая хорошо соответствует линии 1.

На рис. 1б сопоставлена величина брака в прокате по рванине P_v для ст.3ХЗА (линия 2б на рис. 5 [8, с 199-202]) (линия 1) и линии 1а (разливка сверху) и 1б (разливка сифоном) при новой технологии [5]. Очевидно, что при их качественном сходстве, наблюдается сдвиг величин P_1 , при котором пораженность проката рванинами максимизируется, что связано с меньшим удельным расходом алюминия, компенсируемого раскислительной способностью углерода и марганца.

Если в качестве показателя комплексного раскисления использовать величину $P_2 \equiv C/(Mn \cdot Si)^{1/3}$, то с ее увеличением при разливке стали сверху наблюдается максимизация удельного расхода алюминия при $P_2 = 0,65$ (линия 1 на рис. 2а), а при разливке сифоном – монотонное увеличение m_{Al} (линия 2). В целом подобранный опытным путем удельный расход алюминия при сифонной разливке удельный расход алюминия оказался несколько больше, чем при разливке сверху, возможно, в связи с его взаимодействием с сифонной проводкой и шлаком в изложнице по реакции $4Al + 3SiO_2 \rightarrow 2Al_2O_3 + 3Si$.

На рис. 2б сопоставлены изменения брака по рванине в прокате (линия 1 на рис. 4 практики [8]) (линия 1) и величина этого дефекта при использовании новой технологии [5] в разливке стали сверху (линия 1а) и сифоном (линия 1б), которые находятся приблизительно на одном уровне. Разница в способе разливки не изменило качественного характера зависимости $P_v - P_2$, что говорит, о коренной ее обусловленности, в частности, минимизации дефекта при $P_2 = 0,60-0,65$.

В дальнейшем оптимальные параметры новой технологии [5] могут быть уточнены при анализе готовой стали на содержание алюминия с точностью до $10^{-3}\%$, что позволит использовать более емкий показатель $P_3 \equiv C/(Mn \cdot SiAl^2)^{1/3}$ и уточнить эффективность комплексного раскисления стали.

Выводы

С позиций теории и практики комплексного раскисления стали проанализирована новая технология частичного химического заупоривания полуспокойной конвертерной стали.

Библиографический список

1. Лившиц С.И. // Сталь. - 1953. - № 3.
2. Михарадов А.П., Беда Н.И., Коцаев Г.М. и др. // Сталь. - 1967. - № 4. - С. 313-316.
3. Беда Н.И., Котов И.К. // Сталь. - 1962. - № 7. - С. 619.
4. Евстафьев Е.И., Катель Л.М., Кулагин Г.Ф. и др. // Сталь. - 1967. - № 4. - С. 323-324.
5. Заспенко А.С., Онацкий С.М., Шибко А.В. и др. // Metallurg. i gornorudn. prom-st'. - 2011. - № 6. - С. 6-7.
6. Ефимов Л.М., Шемякин А.В. // Изв. вузов Черная металлургия. - 1969. - № 5. - С. 39-42.
7. Селиванов В.Н., Столяров А.М., Сарычев А.Ф. и др. // Сталь. - 1988. - № 4. - С. 41-43.
8. Охотский В.Б. // Metallurg. i gornorudn. prom-st'. - 2010. - № 7. - С. 196-198, 199-202.

УДК 621.746

Смирнов А.Н. /д.т.н./

ГВУЗ «Донецкий НТУ»

Максаев Е.Н.

ПАО «Алчевский МК»

Куберский С.В. /к.т.н./, Довгалюк Г.Я.

Донбасский ГТУ

Влияние технологических параметров разливки на качество поверхности непрерывнолитых слябов

Проведены исследования основных причин образования дефекта поверхности непрерывнолитого сляба в виде запрессованных скоплений окалины и шлака. Предложены рекомендации для улучшения качества поверхности сляба. Ил. 4. Табл. 3. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: непрерывная разливка, сляб, кристаллизатор, приводные ролики, вытягивание, качение, шлакообразующая смесь, окалина

Для развития экспортного потенциала отечественных предприятий достаточно важное значение приобретает качество и состояние поверхности непрерывнолитого металла. Особое внимание при этом уделяется технологическим приёмам, способствующим минимизации налипания окалины и шлака на сляб, а также уменьшению количества рельефных деформаций на поверхности непрерывнолитой заготовки.

Как правило, деформации (вмятины) на широких гранях слябов появляются вследствие интенсивного процесса окалинообразования и вдавливания кусков окалины в тело сляба. При этом наибольший негативный эффект следует связывать с явлением налипания части окалины на внешнюю поверхность роликов («наматывания»), что приводит к вдавливанию отпечатка окалины в поверхность сляба и деформации его поверхности [1].

Поэтому целью представленной работы был анализ основных причин образования дефектов поверхности непрерывнолитого сляба в виде запрессованных скоплений окалины и шлака и разработка рекомендаций, способствующих повышению их качества.

В работе [2] исследовано нарушение процесса вытягивания непрерывнолитых слябов толщиной 200 и 220 мм при проскальзывании приводных роликов по их поверхности в условиях ПАО «Алчевский металлургический комбинат» («АМК»). Основные причины проскальзывания обусловлены недостаточным прижатием поверхностей приводных роликов и сляба вследствие превышения механического ресурса оборудования роликотой проводки сегментов МНЛЗ, а также нарушениями соосности роликотого полотна обоих радиусов из-за неравномерного износа бандажей роликов.

Установлено, что наибольшее количество проскальзываний при одном и том же состоянии оборудования наблюдалось при разливке низкоуглеродистых, перитектических нелегированных и низколегированных марок с содержанием углерода 0,03-0,16 %, склонных к образованию большего количества окалины на поверхности сляба. После разливки таких сталей на многих роликах сегментов оставалась налипшая окалина, что обусловлено нарушением нормального протекания процесса отвода тепла охлаждающей жидкостью от поверхности бочки ролика. Ухудшение теплоотвода через бочку ролика к охлаждающей воде, связано с недостаточным расходом охладителя и снижением коэффициента теплоотдачи вследствие появления слоя накипи на поверхности внутренней полости ролика [1].

Важным фактором, влияющим на склонность роликов к наматыванию окалины, является характер износа их поверхности. Наличие даже небольшой сетки разгара на бандаже ролика способствует хорошему сцеплению их с окалиной, которая заполняет трещины и полости на поверхности ролика, теплоизолируя его локальные участки и создавая условия для их ускоренного износа.

Присутствующая прослойка окалины между роликом и заготовкой во многом определяет трение и теплообмен на участках их непосредственного контакта. В этом случае окалина играет роль сухой смазки, снижая контактное трение приводных роликов с поверхностью слитка, а также нарушая синхронность между скоростью вращения приводных роликов и вытягивания сляба.

При исследовании факторов нестабильного вытягивания непрерывнолитой заготовки в период эксплуатации МНЛЗ с неудовлетворительным состоянием роликотой проводки было обращено внимание на один из специфических видов дефекта поверхности в виде запрессованных скоплений окалины и шлака (рис. 1) при разливке сталей с содержанием углерода 0,08-0,16 %.

Поверхность заготовки в кристаллизаторе формируется в условиях хорошей защиты от вторичного окисления. Между тем, в кристаллизаторе на поверхности заготовки образуется некоторый слой шлакообразующей смеси (ШОС) сохраняющийся при движении сляба в ЗВО. Толщина слоя ШОС зависит от ряда параметров: скорости разливки, амплитудно-частотных параметров качания кристаллизатора, геометрической формы заготовки, физико-химических свойств смеси (температура плавления и размягчения, вязкость в области температур разливки и др.) [1].

Таблица 1. Режимы качания для некоторых групп марок сталей

Группа марок стали	Режим качания кристаллизатора	Толщина сляба, мм
[C] < 0,02 – ультра низколегированная, 0,02 ≤ [C] ≤ 0,06 – низкоуглеродистая	1	200, 220
	2	250, 300
0,07 < [C] ≤ 0,08 – доперитектическая, 0,09 ≤ [C] ≤ 0,15 – перитектическая	3	200, 220
	4	250, 300
0,15 ≤ [C] ≤ 0,24 – среднеуглеродистая	5	200, 220
	6	250, 300
[C] > 0,24 – высокоуглеродистая, [C] > 0,24 – ультра высокоуглеродистая	7	200, 220
	8	250, 300

Таблица 2. Основные параметры различных режимов качания кристаллизатора

Параметры		Единицы измерения	Режим качания			
			1	2	3,5,7	4,6,8
Амплитуда при $V_r = 0$ м/мин	C1-	мм	2	2	3	3
Коэффициент изменения амплитуды от V_r	C2-	мм/(м/мин)	4	4	4	4
Частота при $V_r = 0$ м/мин,	C3-	цикл/мин	170	170	160	160
Коэффициент изменения частоты от V_r	C4-	–	-20	-20	-15	-15
Отрицательный коэффициент полосы	C5-	–	0,0	0,0	0,0	0,0
Коэффициент несинусоидальности	C6-	–	0,5	0,6	0,6	0,7

Рассматривая процесс отклонения фактической скорости вытягивания сляба от скорости, фиксируемой энкодерами приводных роликов, необходимо принимать во внимание тот факт, что основным условием для изменения параметров работы механизма качания (значения частоты и амплитуды) при выбранном для соответствующей марки стали режиме (табл. 1 и 2), является скорость вытягивания слитка, а точнее скорость вращения приводных роликов.

Процесс проникновения шлака непосредственно в зазор между заготовкой и стенкой кристаллизатора, и формирование в нем шлаковой прослойки является наиболее ответственным в работе ШОС, так как этим процессом фактически определяется возможность образования поверхностных и подповерхностных дефектов заготовки, а также вероятность прорыва металла. На этом этапе существенную роль играют вязкость и температура затвердевания ШОС («температура излома»), поверхностное натяжение на границах шлак – твердый металл и шлак – кристаллизатор, величина теплового потока от заготовки к кристаллизатору, а также стабильность поступления жидкого шлака с поверхности расплавленного металла через участок мениска [3].

Таким образом, каждый полный ход качания кристаллизатора от верхней до нижней позиции определяет так называемый шаг кристаллизации непрерывно формирующейся оболочки сляба. При шаге качания происходит поглощение порции расплава ШОС по периметру границы стенки кристаллизатора и корочки заготовки. Важным моментом в стабильности этого процесса необходимо считать оптимальные соотношения амплитуды, частоты качания кристаллизатора, вязкости и температуры плавления ШОС для каждой группы химического состава разливаемых марок стали.

Известно, что часть жидкого шлака затвердевает при контакте со стенкой кристаллизатора до стеклообразного состояния [4]. Ниже мениска шлаковая рубашка состоит из твердого слоя крупных и мелких кристаллов и тонкого слоя жидкого шлака, расположенного близко к поверхности стали и снижающего трение. При фактическом замедлении или остановке слитка в случаях даже небольшой пробуксовки приводных роликов происходит так называемое зависание первично кристаллизующегося участка заготовки относительно качающегося кристаллизатора. Скорость качания в этом случае начинает превышать номинальное значение, характерное для фактической скорости вытягивания слитка, предусмотренной используемым на данной МНЛЗ алгоритмом. Корочка слитка с каждым шагом качания продолжает усаживаться, увеличивая при этом зазор между стенкой заготовки и кристаллизатором. В результате, новые порции жидкой ШОС, проникая в увеличивающийся зазор, способствуют утолщению затвердевшей стеклообразной массы неравномерно распределяющейся по периметру поверхности заготовки, нарушая при этом условия теплоотвода. Характеристики трения в кристаллизаторе в этих условиях крайне не стабильны (рис. 2).



Рис. 1. Поверхность сляба из стали марки C091TM запрессованными участками скоплений окалины и шлака

Таблица 3. Расчётные значения отклонений параметров качания при нарушениях процесса вытягивания сляба

Скорость м/мин		Параметры качания кристаллизатора				
		Амплитуда, мм	Частота, 1/мин	Скорость, м/мин		
				средняя	хода вниз,	хода вверх,
вращения приводных роликов	1,30	8,20	140,50	1,15	1,38	0,92
перемещения сляба	1,19	7,76	142,15	1,10	1,32	0,88
Отклонения:	0,11	0,44	-1,65	0,05	0,06	0,04

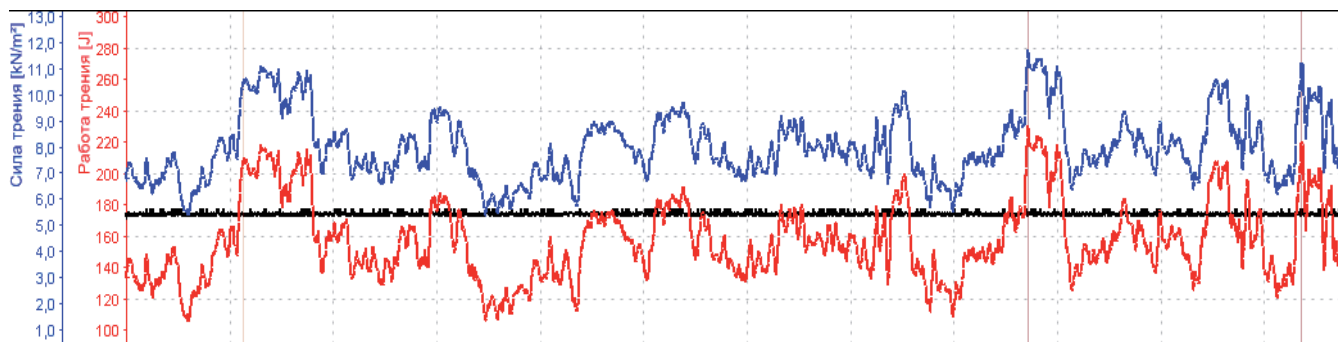


Рис. 2. График трения в кристаллизаторе в условиях нестабильного вытягивания слитка

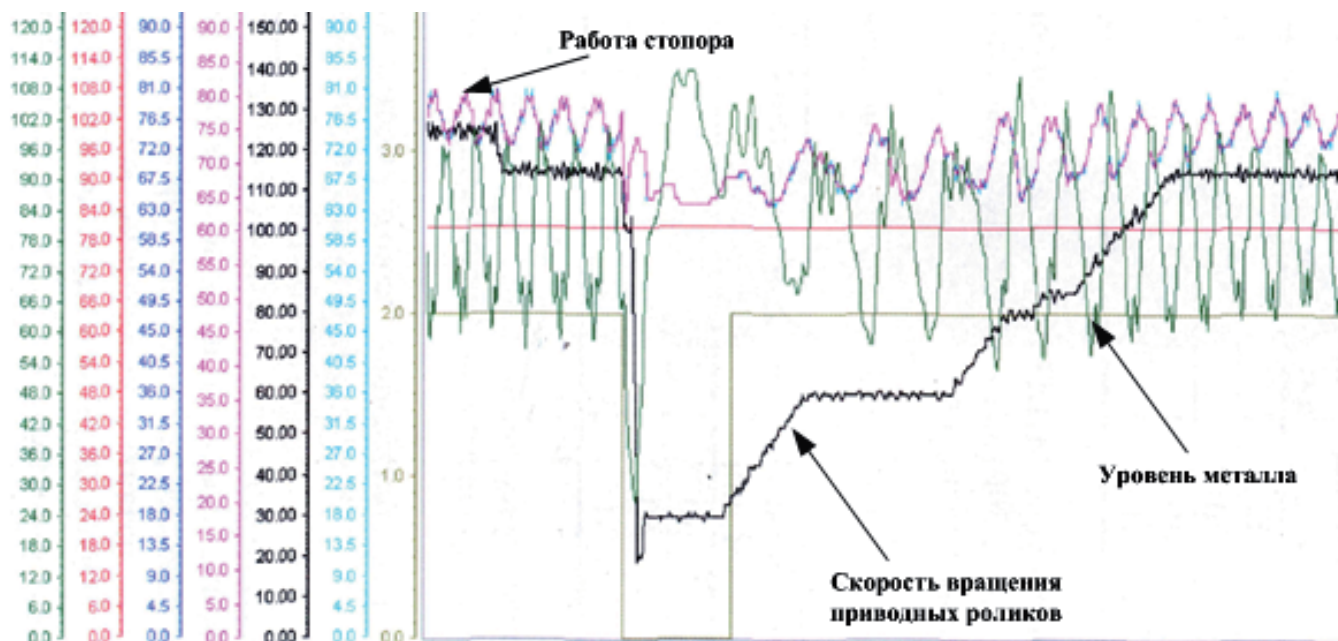


Рис. 3. График колебаний уровня металла в кристаллизаторе при неравномерном вытягивании непрерывной заготовки

Кроме того, колебания уровня металла в кристаллизаторе (рис. 3), вызванные нестабильным вытягиванием заготовки [2], способствуют неравномерному попаданию большого количества гетерогенной ШОС в зазор между сформировавшейся заготовкой и стенкой кристаллизатора. Это также является фактором, способствующим нарушению теплоотвода при формировании оболочки непрерывной заготовки и её прорывам под кристаллизатором.

При дальнейшем перемещении непрерывной заготовки вдоль роликовой проводки участки скопления затвердевшей ШОС в зоне вторичного охлаждения дополняет окалина, формируя новые прочностные свойства смеси окалины и шлака. Высокая твердость такого конгломерата позволяет ему запрессовываться в поверхность слитка на глубину до 7 мм.

При проведении исследований разливку осуществляли под ШОС № 1, № 2 и № 3, имеющими вязкость (при 1300 °С), соответственно, 0,17 Па·с, 0,21 Па·с и 0,6 Па·с. Наибольшее проявление данного вида дефекта в моменты нестабильного вытягивания сляба из кристаллизатора наблюдалось при разливке под ШОС № 1 с более низкой вязкостью, а наименьшее при использовании ШОС № 3.

Определение значения отклонения фактической скорости сляба от скорости вращения приводов производилось сравнением длины непрерывной заготовки за пройденное время от начала разливки до машины газовой резки (табл. 3). В данном случае использовались параметры качания для перитектических марок стали.

Параметры качания характерные для режима 4 (табл. 3) отличаются от остальных большей амплитудой

и скоростью опережения сляба при ходе вниз (исходя из значения коэффициента несинусоидальности), что в сочетании с низкой вязкостью смеси обеспечивает ее больший расход. Кроме того, важным фактором, способствующим дополнительному расходу смеси, является отклонение параметров качания и высокие колебания уровня металла в кристаллизаторе, при которых создаются условия для формирования и



Рис. 4. Фрагмент поверхности сляба марки 09Г2С при разливке которого была произведена замена ШОС № 1 на ШОС № 3

транспортировки более толстого слоя шлака по высоте кристаллизатора и за его пределы. В периоды разливки при нестабильном вытягивании сляба (проскальзывании приводных роликов) определено, что расход ШОС № 1 был увеличен на 0,03 кг/т в отличие от нормальных условий разливки.

Замена ШОС № 1 более вязкой ШОС № 3 при тех же условиях разливки слябов стали 09Г2С, способствовала заметному улучшению качества поверхности сляба (рис. 4).

В качестве выводов по настоящей работе можно отметить следующее:

- ухудшение качества поверхности опорных роликов в результате механического и термического износа, а также теплоотвода вследствие отложения накипи на внутренней поверхности роликов способствует развитию процесса наматывания ими окалины, образующейся на непрерывнолитом слябе;

- налипшая окалина, снижая контактное трение приводных роликов с поверхностью слитка, способствует их проскальзыванию, нарушая синхронность между скоростью вращения приводных роликов и вытягивания сляба. Поэтому, модели скорости перемещения слитка, построенные на скорости вращения приводных роликов, не всегда обеспечивают передачу достоверных данных для последующих взаимосвязанных расчетов, осуществляемых действующими алгоритмами программ управления МНЛЗ;

- одной из вероятных причин образования на поверхности сляба дефектов в виде запрессованных скоплений окалины и шлака может быть проскальзывание приводных роликов, что способствует превышению номинального значения скорости качания в соотношении с фактической скоростью вытягивания слитка, колебаниям уровня металла в кристаллизаторе, попаданию большого количества гетерогенной ШОС в зазор между заготовкой и стенкой кристаллизатора и ухудшению условий теплоотвода;

- в ЗВО скопления затвердевшей ШОС дополняет окалина, и формируются конгломераты способные вдавливаясь роликами в поверхность сляба, ухудшая его качество;

- значительное улучшение качества поверхности в условиях нестабильного вытягивания сляба имеет место при разливке стали под ШОС с большей вязкостью.

Дальнейшие исследования будут направлены на оптимизацию параметров качания кристаллизатора в условиях использования различных по физико-химическим свойствам ШОС, а также уточнение механизма образования на поверхности сляба запрессованной смеси ШОС и окалины.

Библиографический список

1. Смирнов А.Н., Цупрун А.Ю., Новикова Е.В., Кислица В.В., Нагорный С.А. Особенности явления «наматывания» окалины опорными роликами слябовой МНЛЗ / Сталь. – 2008. – № 4. – С. 19-22.
2. Смирнов А.Н., Максаев Е.Н., Куберский С.В., Ессельбах В.С. Оптимизация условий работы вытягивающей системы слябовой МНЛЗ / Сбор. науч. тр. Вып. № 34. – Алчевск: ДонГТУ. – 2011. – С. 131-140.
3. Смирнов А.Н., Макуров С.Л., Епишев М.В., Цупрун А.Ю. Свойства шлакообразующих смесей для непрерывной разливки стали с повышенной скоростью / Металл и литье Украины. – 2006. – № 1. – С. 55-57.
4. Meng Y., Thomas B.G. Simulation of microstructure and behaviour of interfacial mold slag layers in continuous casting of steel / ISIJ Intern. – 2006. – Vol. 46. – № 5. – P. 660-669.



УДК 669.184.244.66

Рудюк А.С. /к.т.н./, Азаркевич А.А. /к.т.н./,
Гахеладзе Г.С.
УкрГНТЦ «Энергосталь»

Левченко В.И., Солонярь Р.А., Костыря И.Н.,
Володарский В.В.
ПАО «МК «Азовсталь»

Повышение качества железнодорожных рельсов производства ПАО «МК «Азовсталь»

Применительно к условиям ПАО «МК «Азовсталь» взамен технологии производства мартеновской рельсовой стали марки М76Т разработана технология выплавки в конвертере и внепечной обработки рельсовой стали марки К76Ф. Усовершенствована технология термической обработки рельсов. Проведены квалификационные испытания установочной партии рельсов, которые показали, что качество рельсов удовлетворяет требованиям ДСТУ 4344:2004. Начато промышленное производство рельсов из конвертерной стали. Ил. 1. Табл. 3.

Ключевые слова: рельсы, сталь, конвертер, внепечная обработка, вакуумирование, прокатка, поверхностная закалка, механические свойства, квалификационные испытания

Technology for rail steelmaking in BOF and rail steel ladle treatment, grade K76Ф, has been developed instead of technology for OHF rail steelmaking, grade M76T, with regard to conditions of PJSC "AZOVSTAL IRON & STEEL WORKS". Technology for rail heat treatment has been improved. Qualification tests of rail pilot batch have been conducted, which showed that rail quality complies with the requirements set forth in DSTU 4344:2004. Industrial production of BOF steel rails has been launched.

Увеличение осевых нагрузок и скорости движения поездов предъявляет высокие требования к качеству рельсов, которые возможно обеспечить при использовании современных технологических приемов производства стали. Требуемые свойства рельсов обеспечиваются, в первую очередь, за счёт достижения однородной микроструктуры, высокой чистоты стали по неметаллическим включениям, минимального проявления ликвационных дефектов, появляющихся в процессе кристаллизации металла, а также применения упрочняющей термической обработки.

В промышленно развитых странах в течение последних десятилетий рельсы производят из стали, выплавленной в конвертерах или электропечах, однако до начала 2011 г. в ПАО «МК «Азовсталь» группы Метинвест рельсовую сталь марки М76Т выплавливали в мартеновских печах.

В 2011 г. с целью повышения качества рельсов и снижения затрат были проведены работы по организации производства рельсовой стали в конвертерном цехе, в состав оборудования которого входят установки «ковш-печь» (УКП) и ковшевого вакуумирования (УКВ).

Технологический процесс производства рельсовой стали в кислородных конвертерах ПАО «МК «Азовсталь» включает выплавку стали в конвертере ёмкостью 350 т, выпуск ее в ковш с отсечкой конвертерного окисленного шлака, раскисление без использования алюминия, микролегирование и модифицирование на УКП, а также дегазацию жидкой стали на УКВ с перемешиванием металла аргоном. Это обеспечивает высокую чистоту по неметаллическим включениям, необходимую для рельсов высокой долговечности и эксплуатационной стойкости.

В соответствии с разработанной технологией после продувки температура металла в конвертере находится в пределах 1660–1680 °С, при этом массовая доля углерода в металле составляет не менее 0,05 %. С целью повышения содержания углерода металл из конвертера выпускают в сталеразливочный ковш с жидким чугуном, что приводит к увеличению массовой доли фосфора на 0,005–0,007 %. Для дефосфорации металла была отработана технология комплексного науглероживания его жидким чугуном для получения содержания углерода 0,50–0,55 % и твёрдыми углеродсодержащими материалами для увеличения содержания углерода еще на 0,20–0,25 %. После выпуска плавки и присадки шлакообразующей смеси для раскисления шлака использовали углеродсодержащий материал. При замене части чугуна углеродсодержащими материалами температура металла перед началом нагрева на УКП увеличивается, что уменьшает время нагрева плавки (рисунок).

При обработке металла на УКП для повышения од-

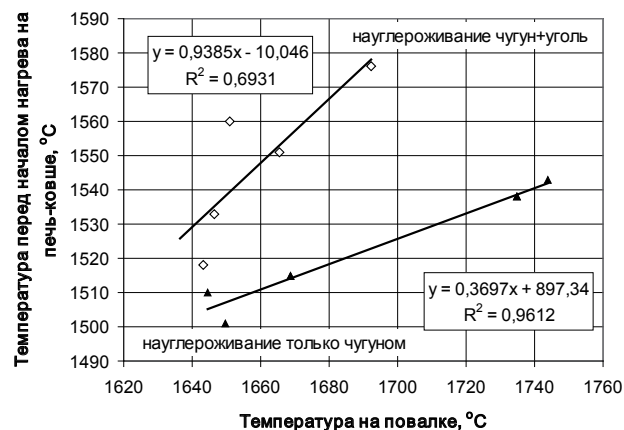


Рисунок. Влияние способа науглероживания на температуру металла перед началом внепечной обработки

Таблица 1. Химический состав рельсовой стали марки К76Ф

Массовая доля элементов, %						
C	Mn	Si	V	S	P	AL
фактическое содержание в стали марки К76Ф						
0,74-0,81	0,86-0,96	0,25-0,36	0,032-0,067	≤0,020	≤0,025	≤ 0,007
фактическое содержание в стали марки М76Т						
0,71-0,81	0,80-1,18	0,25-0,44	-	≤0,035	≤0,030	≤ 0,007
требования ДСТУ 4344						
0,71-0,82	0,80-1,30	0,25-0,45	0,030-0,070	≤0,040	≤0,035	≤0,015

Таблица 2. Загрязненность рельсовой стали хрупкоразрушенными окислами

Марка стали	Средняя длина строчек хрупкоразрушенных окислов, мм	
	в головных рельсах	в донных рельсах
К76Ф	0,59	0,55
М76Т	1,15	0,95

Таблица 3. Свойства термоупрочненных рельсов из стали марки К76Ф

Механические свойства					Твердость, НВ		Расхождение паза, мм
σ_s , Н/мм ²	σ_B , Н/мм ²	δ , %	ψ , %	KCU, Дж/см ²	поверхности катания	по оси на глубине 11 мм	
пределы изменения фактических значений							
800-991	1226-1396	8-15,5	25-42	25-43	341-395	302-341	1,1-2,8
требования ДСТУ 4344							
≥800	≥1196	≥8	≥25	≥25	341-401	≥ 302	≤ 3

нородности осуществляют усреднительную продувку аргоном продолжительностью не менее 10 мин. Затем производят нагрев металла и присадку порошковой проволоки с силикокальцием СК30 в количестве 0,70–0,80 кг/т. После присадки не менее половины силикокальция вводят порошковую проволоку с феррованадием. Ковшевой шлак в процессе нагрева и доводки стали раскисляют гранулированным алюминием с расходом до 150 кг на плавку.

После обработки на УКП ковш с металлом, температура которого находится в пределах 1605–1620 °С, передают на УКВ для дегазации. В процессе вакуумирования стали производят корректировку массовой доли углерода углеродосодержащей проволокой. По окончании процесса вакуумирования производят присадку порошковой проволоки с силикокальцием марки СК30 и контроль активности кислорода. При активности кислорода свыше 7 ppm или массовой доле кальция менее 0,002 % металл дополнительно обрабатывают порошковой проволокой с силикокальцием СК30 в количестве 100–150 кг на плавку.

После окончания внепечной обработки стали зеркало металла утепляют теплоизолирующей смесью марки ТИС-3П с расходом не менее 600 кг на плавку. Температура металла после проведения вакуумной обработки должна находиться в пределах 1540–1565 °С.

Разливку рельсовой стали осуществляют в изложницы сифонным способом с применением теплоизолирующей смеси. Выдержка составов со слитками в разливочном пролете должна быть не менее 60 мин.

Разработанная технология обеспечила получение рельсовой стали с химическим составом в более узких пределах по сравнению с мартеновской сталью и требованиями ДСТУ 4344:2004 (табл. 1), а содержание кислорода и водорода в рельсах не превышает 29 ppm и 2 ppm, соответственно.

Прокатку слитков и заготовок осуществляют по действующей технологии. Термическую обработку с нагрева ТВЧ проводят по скорректированному режиму, поскольку микролегированная ванадием сталь марки К76Ф обладает более высокой устойчивостью аустенита по сравнению со сталью марки М76Т.

Для нетермоупрочненных рельсов из конвертерной стали марки К76Ф временное сопротивление разрыву находится в пределах 1000-1079 Н/мм², а относительное удлинение 5,3-8,7 %, тогда как временное сопротивление рельсов из мартеновской стали марки М76Т не превышало 1000 Н/мм². Макроструктура конвертерной стали удовлетворяет требованиям ДСТУ 4344. Длина строчек нитридов (≤ 0,5 мм) удовлетворяет требованиям высшей категории ДСТУ 4344. Длина строчек хрупкоразрушенных окислов в рельсах из конвертерной стали в ~2 раза меньше, чем в рельсах из мартеновской стали (табл. 2), и в 60 % случаев отвечает требованиям высшей категории.

Термическую обработку рельсов проводили по режиму – нагрев до температуры 920–950 °С, температура самоотпуска 520–550 °С, скорость движения рельсов в рельсозакалочной машине 42–44 мм/с. Свойства термоупрочненных рельсов полностью удовлетворяли требованиям категории 1 по ДСТУ 4344 (табл. 3).

Установочная партия рельсов из конвертерной стали была подвергнута квалификационным испытаниям, результаты которых показали, что разработанная технология обеспечивает свойства рельсов в соответствии с требованиями ДСТУ 4344. На основании результатов квалификационных испытаний принято решение о промышленном производстве рельсов из конвертерной стали со второго полугодия 2011 г.

Вывод

На комбинате «Азовсталь» Группы Метинвест разработана технология выплавки и внепечной обработки конвертерной рельсовой стали марки К76Ф и освоено промышленное производство термоупрочненных же-

лезнодорожных рельсов типа Р65 из этой стали, качество которых по однородности химического состава, газо-насыщенности, загрязненности неметаллическими включениями и механическим свойствам превосходит качество рельсов из мартеновской стали марки М76Т.

УДК 621.771

Перетятыко В.Н. /д.т.н./

Сибирский государственный индустриальный университет

Дорофеев В.В. /к.т.н./, Добрянский А.В.

ОАО «ЕВРАЗ Объединенный Западно-Сибирский металлургический комбинат»

Технология прокатка рельсового профиля из стали 08Х18Н10Т

На металлургическом комбинате «ЕВРАЗ - ЗСМК» разработана калибровка и технология прокатки рельсового профиля из аустенитной нержавеющей стали 08Х18Н10Т. Приведены значения коэффициентов деформации по элементам профиля. Рассмотрены условия получения профиля хорошего качества. Результаты работы внедрены в производство. Ил. 2. Табл. 2. Библиогр.: 1 назв.

Ключевые слова: рельсы, профиль, калибровка, прокатка, прокатная клеть

В настоящее время вместо традиционного способа соединения стрелочных переводов из стали Гатфильда (Г13) с железнодорожными рельсами с помощью накладок и болтов применяется соединение с помощью алюмино-термитной сварки. Термитная сварка в высшей мере отвечает требованиям европейского скоростного движения, а также австралийской и северо-американской железнодорожной перевозки тяжеловесных грузов. Каждый год по этой технологии производится 700–800 тыс. стыков в мире.

Гарантийный тоннаж сварного шва позволяет выдержать пропускную способность в пределах 100 млн. т брутто.

В России испытания сварных швов на стрелочных переводах были проведены на экспериментальном кольце ВНИИЖТа, а также на действующих магистральных путях Горьковской, Свердловской и Октябрьской железных дорог, которые показали, что в процессе эксплуатации в таких швах появляются многочисленные трещины. Иногда они могут возникать даже от резких перепадов погоды.

Проведенными исследованиями установлено, что причиной появления многочисленных трещин является сварка разных по химическому составу металлов. Для устранения такого дефекта было предложено при сварке применять специальную дополнительную прослойку. Прослойка изготавливается из нержавеющей марки стали 08Х18Н10Т, которая снижает механическое напряжение сварного шва и вероятность появления трещин при сваривании двух разнородных по химическому составу металлов за счет особых свойств, присущих конкретно этой марки стали. Толщина прослойки равна 7 мм.

Конструкция крестовины с приварными рельсовыми позволяет улучшить и усилить конструкцию пути в 1,5 раза, увеличить срок службы перевода, и на 15–20 % снизить расходы на текущее содержание. Ликвидация вкладышно-накладочного крепления в заднем стыке классической конструкции жесткой крестовины и замена самого стыка более совершенным сварным соединением создает благоприятное условие для снижения динамического воздействия на крестовину и исключает поражение литой части крестовины трещинами. Принятая технология сварки обеспечивает надежную работу конструкции, в том числе и при повышенных до 27 тс. осевых нагрузках.

Прослойка представляет собой рельсовый профиль, производство которого осуществляется посредством строгания прямоугольной заготовки сечением 150×180 мм до требуемой конфигурации [1].

Недостатком такого способа изготовления является низкая производительность, трудоемкость и значительные потери дорогостоящего металла в стружку, которые достигали 56 % от площади строганой заготовки.

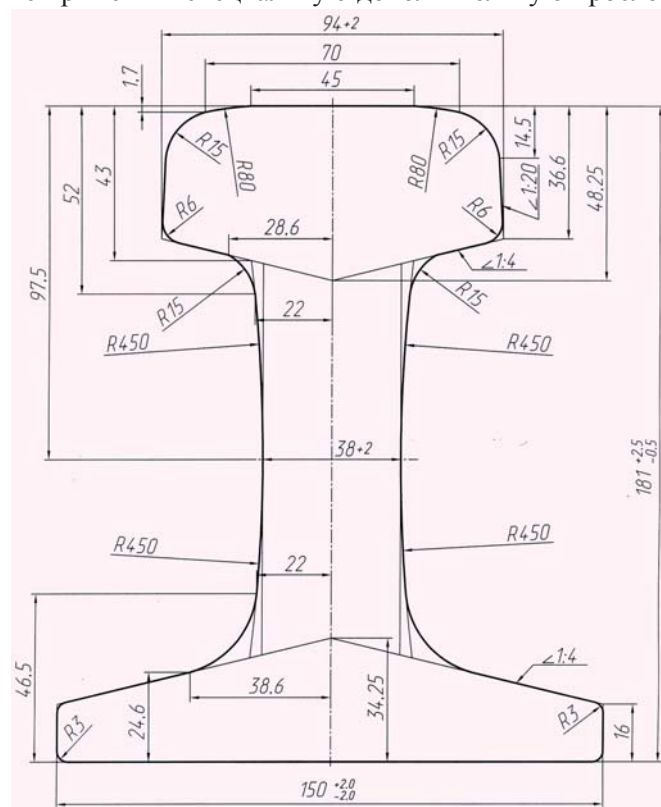


Рис. 1. Рельсовый профиль из нержавеющей марки стали 08Х18Н10Т

Таблица 1. Коэффициенты деформации по головке профиля

Номер калибра	Коэффициент деформации по головке					
	Открытый фланец			Закрытый фланец		
	a_o	b_o	h_o	a_z	b_z	h_z
4	1,143	1,196	0,986	1,051	1,102	1,014
5	1,117	1,146	1,029	1,037	1,077	1,058
6	1,071	1,106	1,045	1,026	1,062	1,078
7	1,094	1,092	1,046	1,029	1,044	1,078
8	0,939	0,975	1,078	0,912	0,982	1,078

Таблица 2. Коэффициенты деформации по подошве профиля

Номер калибра	Коэффициент деформации по подошве					
	Открытый фланец			Закрытый фланец		
	a_o	b_o	h_o	a_z	b_z	h_z
4	1,203	1,134	1,0	0,975	1,076	1,167
5	1,160	1,113	1,0	0,976	1,069	1,195
6	1,150	1,090	1,0	0,972	1,060	1,154
7	1,098	1,081	1,0	0,989	1,031	1,121
8	1,117	1,073	1,0	0,994	1,016	1,093

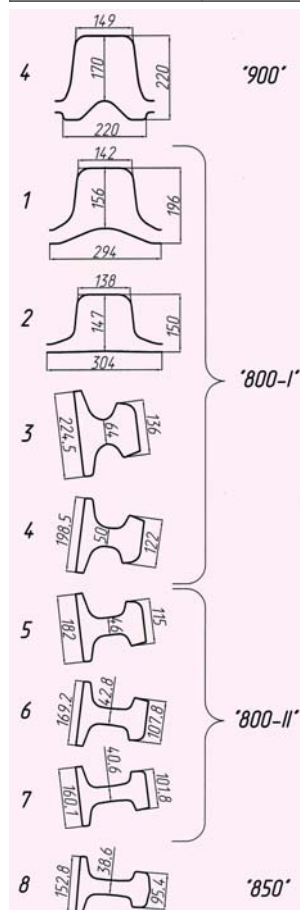


Рис. 2. Схема прокатки рельсового профиля из нержавеющей марки стали с основными размерами элементов калибров

Специалистами металлургического комбината «ЕВРАЗ-ЗСМК» совместно с учеными Сибирского государственного индустриального университета и специалистами стрелочных заводов был разработан новый рельсовый профиль для соединения стрелочных переводов с железнодорожными рельсами магистральных путей с целью получения его посредством горячей прокатки из нержавеющей марки стали 08X18N10T на рельсобалочном стане металлургического комбината «ЕВРАЗ-ЗСМК» (рис. 1).

Для прокатки нового рельсового профиля из нержавеющей марки была разработана технология производства этого вида продукции, особенность которой заключается в том, что прокатка осуществляется из заготовки сечением 260×330 мм, нагретой до температуры 1210-1220 °С с минимальными деформациями в калибрах без подачи воды на валки и при минимальных оборотах валков в момент захвата раската. Это связано с тем, что быстрая потеря температуры в процессе прокатки нержавеющей марки стали приводит к значительному ухудшению пластичности металла и повышенному скручиванию раскатов при выходе из калибров, что затрудняет задачу их в следующие калибры. Технологические задержки при прокатке нередко являлись причинами, приводившими к получению недокатов.

Прокатка рельсового профиля из нержавеющей марки стали производится за 15 проходов. Схема включает 7 проходов в клети «900», 4 прохода в I клети и 3 прохода во II клети линии «800» и один проход в чистовой клети «850».

На рис. 2 представлена схема прокатки рельсового профиля из нержавеющей марки стали с основными размерами элементов калибров.

Коэффициенты деформации по головке профиля в зависимости от номера калибра приведены в табл. 1. Как видно из таблицы, коэффициенты деформации элементов головки a_o , a_z , b_o , b_z с увеличением номера калибра снижаются, а коэффициенты деформации по высоте h_o , h_z – увеличиваются. В табл. 2 приведены коэффициенты деформации отдельных элементов подошвы рельса. Можно отметить, что для элементов профиля подошвы a_o , h_o , b_o , b_z с увеличением номера калибра величины коэффициентов деформации снижаются, коэффициент деформации по высоте фланца – h_o остается постоянным и коэффициент деформации по толщине у конца закрытого фланца – a_z несколько возрастает. Величины коэффициентов незначительны по величине, что способствует устойчивой прокатке профиля рельсов. В табл. 1 и 2 приведены следующие обозначения – a_o – толщина у конца открытого фланца; a_z – толщина у конца закрытого фланца; b_o – толщина у шейки открытого фланца; b_z – толщина у шейки закрытого фланца; h_o – высота от шейки открытого фланца; h_z – высота от шейки закрытого фланца.

Калибровка нержавеющей рельса разработана с учетом особенностей технологии прокатки рельсов на рельсобалочном стане металлургического комбината «ЕВРАЗ-ЗСМК» и предусматривает исключение задержек процесса прокатки при передаче раската шлепперами из I во II клетку линии «800» и задаче его в 5-ый калибр II клетки. Такие задержки имели место за счет скантовывания раската при его передаче во II клетку из-за его скрученности, получающейся при выходе из 4-го калибра за счет значительной неравномерности дефор-

мации в нем по элементам профиля.

Для исключения возможности скручивания раската, калибровкой предусмотрено минимальное формоизменение в 4-ом калибре I клетки линии «800», позволяющее обеспечить прямолинейный выход раската привалковой арматурой.

Для гарантированного получения требуемой высоты профиля калибровкой предусматривается получение высоты рельса в чистовом калибре только в плюсовых значениях допусков. При этом проектирование 7-го и 8-го калибров выполнено с учетом дифференцированных коэффициентов усадки k элементов профиля: по головке и подошве $k = 1,015$, по шейке $k = 1,01$, что позволяет стабилизировать получение геометрических размеров профиля при остывании в требуемых пределах допусков.

Профиль из нержавеющей марки стали 08X18H10T освоен в январе 2009 г.

Библиографический список

1. Кучук-Яценко С.И., Швец Ю.В., Дидковский А.В. и др. Технология и оборудование для контактной стыковой сварки железнодорожных крестовин с рельсовыми окончаниями через аустенитную вставку // Сварочное производство. - 2007. - № 7. - С. 29–32.



УДК 669.018.294.2

Дементьев В.П. /к.т.н./, Протопопов Е.В. /д.т.н./, Фейлер С.В. /к.т.н./, Леонидов А.В.
Сибирский государственный индустриальный университет

Сопоставительное исследование характеристик железнодорожных рельсов фирмы «Nippon Steel Corporation» (Япония) и рельсов производства ОАО «ЕВРАЗ Объединенный Западно-Сибирский металлургический комбинат» (Россия)

Выполнены сопоставительный анализ и исследование структуры и механических свойств железнодорожных рельсов производства Японии и России. Установлено, что японские рельсы не соответствуют требованиям российских стандартов для рельсов категорий Т1 и НЭ по уровню ударной вязкости, а для рельсов категории В по уровню временного сопротивления разрыву. Ил. 1. Табл. 7.

Ключевые слова: химический состав, макроструктура, твердость, механические свойства, железнодорожные рельсы

The comparative analysis and research of structure and mechanical properties of railway rails of production of Japan and Russia are made. It is established that Japanese rails don't correspond to requirements of the Russian standards for rails of the categories T1 and NE for level of impact strength, and for category B rails on level of temporary resistance to a gap.

В условиях рыночной экономики при производстве железнодорожных рельсов перспективными направлениями являются задачи обеспечения конкурентоспособности продукции, повышение надежности пути при одновременном снижении эксплуатационных расходов на основе перехода от затратных технологий к ресурсосберегающим.

С целью сопоставительной оценки качества металла рельсов, изготовленных фирмой «Nippon Steel Corporation» (Япония) произведено исследование химического состава, структуры, механических свойств двух партий контрольных рельсов (№ 1 и № 2). Оценку механических свойств исследуемого металла проводили в сравнении с механическими свойствами объемнозакаленных рельсов производства ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК» категории Т1 обычного качества, категории В высшего качества и категории НЭ (низкотемпературной надежности), изготавливаемых в соответствии с требованиями ГОСТ Р 51685-2000 и ТУ 0921-118-01124328-2003.

Контрольный химический состав металла исследуемых проб контрольных рельсов представлен в табл. 1, содержание остаточных элементов в табл. 2 и содержание газов в табл. 3. Содержание элементов в исследуемом металле соответствует требованиям ТУ 0921-239-01124323-2007 для рельсов категории 350 ЛДТ. Из российских аналогов по содержанию химических элементов металл исследуемых проб близок стали марки Э78ХСФ по ГОСТ Р 51685-2000 и отличается более низким содержанием ванадия по сравнению с требованиями стандарта. Указанная марка стали используется для производства рельсов, поставляемых в горячекатанном состоянии. Макроструктуру металла выявляли в поперечном сечении пробы методом горячего травления.

Как установлено, макроструктура исследуемых проб контролируемых рельсов № 1 и № 2 удовлетворительная и сопоставима с макроструктурой рельсов текущего производства ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК».

Механические свойства рельсовых проб определяли на трех продольных разрывных образцах диаметром

© Дементьев В.П., Протопопов Е.В., Фейлер С.В., Леонидов А.В., 2012 г.

Таблица 1. Химический состав рельсов (Япония)

Японские рельсы	Массовая доля элементов, %						
	C	Mn	Si	Cr	Al	P	S
№ 1	0,76	0,78	0,65	0,51	0,003	0,015	0,005
№ 2	0,77	0,80	0,66	0,51	0,002	0,011	0,006
Требования ТУ 0921-239- 01124323-2007 для рельсов категории 350 ЛДТ	0,72-0,82	0,70-1,20	0,35-1,00	0,30-0,70	Не более		
					0,005	0,025	0,020
Требования ГОСТ Р 51685-2000 для стали марки Э78ХСФ	0,74-0,82	0,75-1,15	0,40-0,80	0,40-0,60	Не более		
					0,005	0,025	0,025

Таблица 2. Остаточное содержание элементов

Японские рельсы	Массовая доля остаточных элементов, %									
	Mo	V	Ni	Cu	Sn	Sb	Ti	Nb	Cu+ +10Sn	Mo+Ni++Cu+V
№ 1	-	0,002	0,02	0,02	-	-	-	-	-	-
№ 2	0,004	0,001	0,02	0,03	0,002	0,002	0,002	0,002	0,05	0,055
Требования ТУ 0921-239-01124323-2007 для рельсов категории 350 ЛДТ	Не более									
	0,020	0,010	0,10	0,10	0,030	0,020	0,025	0,04	0,35	0,23
Требования ГОСТ Р 51685-2000 для стали марки Э78ХСФ	-	0,05-0,15	Не более		-	-	-	-	-	-
			0,20	0,20						

Таблица 3. Содержание газов в рельсах (Япония)

Проба	O, ppm	N, %
№ 1	-	-
№ 2	7	0,0017
Требования ТУ 0921-239-01124323-2007	Не более	
	20	0,015

6 мм и начальной расчетной длиной рабочей части 30 мм вырезанных из верхней выкружки головки в соответствии с ГОСТ Р 51685-2000 (табл. 4).

Ударную вязкость металла определяли на образцах размером 10x10x55 мм с надрезом вида U, вырезанных из верхней выкружки головки рельсов № 1 и 2, а также из шейки и подошвы рельсов № 2 вдоль направления прокатки вблизи поверхности. Надрез на образцах делали со стороны поверхности. Испытания на ударный изгиб образцов, вырезанных из рельса № 1, проводили при температурах +20 и -60 °С, из рельса № 2 при температурах -60, -50, -40, -30, -20, -10, 0, +20 °С. Результаты испытаний на растяжение и ударный изгиб представлены в табл. 4. Кроме того, для сравнения приведены средние значения механических свойств рельсов текущего производства, а также результаты испытаний на ударную вязкость металла объемнозакаленных рельсов текущего производства различных категорий, проведенных при температурах от -60 до +20 °С.

Из представленных данных видно, что по уровню механических свойств и ударной вязкости металл исследуемых проб удовлетворяет требованиям ТУ 0921-239-01124323-2007 и не соответствует требованиям российских стандартов для рельсов обычного качества низкотемпературной напряженности категорий Т1 и НЭ по уровню ударной вязкости, а также для рельсов категории высшего качества В по уровню временного сопротивления разрыву.

Значения ударной вязкости образцов, вырезанных из различных элементов профиля японских рельсов, находятся на одном уровне.

Относительно термоупрочненных рельсов текущего производства ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК» металл исследуемых рельсов № 1 и № 2 по уровню механических свойств сопоставим с рельсами категории Т1 и НЭ и отличается более высокими значениями пластичности и более низкими значениями ударной вязкости (табл. 4).

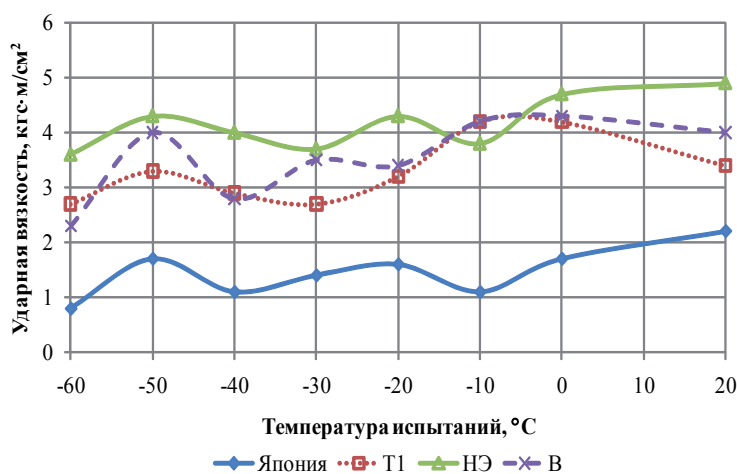


Рисунок. Зависимость ударной вязкости металла рельсов текущего производства и производства Японии от температуры испытания

Таблица 4. Механические свойства металла исследуемой пробы

Материал		Место вы- резки об- разца	Механические свойства				КСУ, кгс при температуре, °С									
			σ _т	σ _в	σ ₅	ψ	+20	0	-10	-20	-30	-40	-50	-60		
			Н/мм ²		%											
№ 1		головка	840	1250	13,0	51	3,1	-	-	-	-	-	-	-	0,61 0,73	
		шейка	-	-	-	-	2,1	-	-	-	-	-	-	-	-	
		подошва	1	-	-	-	-	2,2	-	-	-	-	-	-	-	-
			2	-	-	-	-	2,5	-	-	-	-	-	-	-	-
			3	-	-	-	-	2,9	-	-	-	-	-	-	-	-
			4	-	-	-	-	2,6	-	-	-	-	-	-	-	-
№ 2		головка	870	1260	15,0	47	2,1	1,6	1,1	1,6	1,4	1,1	1,6	0,74		
			850	1250	14,5	47										
		Контрольные	T1	головка	-	-	-	-	3,4	4,2	4,1	3,2	2,7	2,9	3,3	2,7
HЭ	-		-		-	-	4,9	4,7	3,8	4,4	3,7	4,0	4,4	3,6		
B	-		-		-	-	4,0	4,3	4,1	3,4	3,5	2,8	4,0	2,3		
Средние значения для рельсов типа Р65 текущего произ- водства категории		T1	головка	892,2	1247,5	12,2	36,6	4,2	-	-	-	-	-	-	-	
		HЭ	головка	889,3	1247,1	13,0	39,9	-	-	-	-	-	-	-	3,5	
		B	головка	947,6	1307,5	13,1	41,3	4,5	-	-	-	-	-	-	-	
Требования ГОСТ Р 51685-2000 и ТУ 0921-118-01124328-2003 для рельсов категории:			Не менее				-	-	-	-	-	-	-	Не менее		
T1			800	1180	8,0	25,0	2,5	-	-	-	-	-	-	-		
HЭ							-	-	-	-	-	-	-	-	-	2,5
B			850	1290	12,0	35,0	1,5	-	-	-	-	-	-	-		

Таблица 5. Твердость рельсов (Япония) и твердость рельсов текущего производства ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК»

Рельсы (Япония)		Твердость рельса					
		головка			шейка	подошва	
		ПКГ	10 мм	22 мм			
№ 1		393	378	356	339	352	352
№ 2		383	383	359	335	343	337
Требования ТУ 0921-239-01124323-2007		362-400	не менее		не более		
			341	341	341	363	
Средние значения для рельсов текущего производства категории	T1	374	370	347	358	370	
	HЭ	374	369	347	359	369	
	B	391	383	361	371	385	
Требования ГОСТ Р 51685-2000 и ТУ 0921-118-01124328-2003 для термоупрочненных рельсов категории	T1	341-401	не менее		не более		
	HЭ		341	321	388	388	
	B	363-401	341	341	388	388	

На рисунке представлены результаты испытаний на ударный изгиб опытного металла (№ 1 и № 2) и металла рельсов текущего производства, проведенных при температурах в интервале от +20 до -60 °С.

Как видно на рисунке, в интервале температур от +20 до -60 °С распределение ударной вязкости рельсов японского производства, в отличие от рельсов отечественного производства, находится в диапазоне более низких значений. Максимальное значение ударной вязкости японских рельсов наблюдается при температуре +20 °С и составляет 2,1 кгс×м/см², минимальное при температуре -60 °С и составляет 0,74 кгс×м/см².

Твердость металла исследуемых проб определяли методом Бринелля на поверхности катания головки и в поперечном сечении (табл. 5). Для сравнения приведены средние значения твердости термоупрочненных рельсов текущего производства ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК».

Металл исследуемых рельсов по уровню твердости соответствует требованиям ТУ 0921-239-01124323-2007, а также ГОСТ Р 51685-2000 и ТУ 0921-118-01124328-2003 для рельсов категорий Т1, HЭ и В. По сравнению с рельсами текущего производства металл исследуемых проб имеет в головке более высокие (Т1, HЭ) или сопоставимые (В) значения и более низкие в шейке и подошве.

Микроструктуру исследовали на поперечном шлифе, приготовленном на образце, вырезанном из верхней выкружки головки контрольного рельса № 2 (Япония). Микроструктура выкружки головки представляет собой пластинчатый перлит и разрозненные единичные участки феррита по границам зёрен. У поверхности вы-

Таблица 6. Неметаллические включения

Рельсы Япония	Строчки хрупко- разрушенных оксидов		Недеф. оксиды, сцементированные силикатами		Пластичные силикаты		Глобулярные недеформи- рованные оксиды		Кол-во оксидных включений
	длина, мм (мкм)	кол-во, шт.	длина, мм (мкм)	кол-во, шт.	длина, мм (мкм)	кол- во, шт.	диаметр, мм (мкм)	кол- во, шт.	
№ 1	0,05 (50)	8	0,18 (180)	10	0,08 (80)	4	0,003 (3)	3	25

Таблица 7. Содержание кислорода

Проба	Общий кислород, ppm	Фракционный газовый анализ							
		Массовая доля кислорода, ppm							
		сум- марный	поверх- ност- ный	в пиках (в недеф. оксидах и пластич. силикатах)		в недеформированных оксидах		Al ₂ SiO ₅	Al ₂ O ₃
				в каждом образце	среднее по трём образцам	в каждом образце	среднее по трём образцам		
№ 1	7	9,9 15,8 9,0	1,4 2,4 1,3	7,5 12,3 6,6	8,8	4,2 7,6 5,3	5,7	1,4 3,4 1,8	1,1 1,9 1,1

кружки при увеличении $\times 1000$ перлит в основном не разрешим, имеют место единичные колонии с разрешимым перлитом. При удалении от поверхности таких колоний становится больше, т.е. микроструктура постепенно становится менее дисперсной.

Как установлено, на поверхности выкружки головки наблюдается частичное обезуглероживание в виде прерывистой ферритной сетки, распространяющейся на глубину до 0,18 мм.

Загрязненность неметаллическими включениями (табл. 6) исследовали на стандартном микрошлифе, вырезанном из головки рельса. На шлифе наблюдается 4 типа оксидных включений: недеформируемые оксиды, сцементированные силикатами, пластичные силикаты, строчки хрупкоразрушенных оксидов и недеформируемые глобулярные оксиды. Наибольшее количество составляют недеформируемые оксиды, сцементированные силикатами (до 10 шт. на площадь шлифа), при этом длина их в основном не более 100 мкм. Строчек хрупкоразрушенных оксидов 8 штук длиной до 50 мкм. Пластичные силикаты и глобулы единичные. Максимальные длины, диаметр и приблизительное количество оксидных включений представлены в табл. 7.

В металле присутствуют в небольшом количестве также сульфиды (до 1,5 балла шкалы ГОСТ 1778-70), в отдельных сульфидах наблюдаются оксидные включения, очень редко в сульфидах присутствуют нитриды титана.

После металлографического исследования из контрольного шлифа на неметаллические включения вырезали образцы для определения кислорода фракционным газовым анализом. Результаты ФГА оксидных включений представлены в табл. 7.

Как видно, суммарный кислород каждого из трех образцов выше общего содержания кислорода. Содержание кислорода в металле одного образца существенно больше (на 6,8 и 5,7 ppm) содержания кислорода двух образцов.

Выполненное исследование качества металла рельсов, изготовленных фирмой «Nippon Steel Corporation» (Япония) в соответствии с ТУ 0921-239-01 124323- 2007, позволяет сделать следующие выводы:

- по содержанию химических элементов металл соответствует требованиям стандарта и близок российскому аналогу – стали марки Э78ХСФ;
- по уровню механических свойств и ударной вязкости металл исследуемых рельсов удовлетворяет требованиям технических условий и не соответствует требованиям российских стандартов для рельсов категорий Т1 и НЭ по уровню ударной вязкости, а также для рельсов категории В по уровню временного сопротивления разрыву;
- испытания на ударный изгиб показали низкий уровень значений ударной вязкости японских рельсов в интервале температур от +20 до -60 °С;
- металлографическое исследование и факторный газовый анализ показали, что металл рельсов имеет низкую степень загрязненности и, соответственно, низкое содержание кислорода.



УДК 669.2:669.054.8:621.74.046:621.74.046

Титова Т.М. /к. т. н./
Днепродзержинский ГТУ
Титова Е.С.
ИЧМ НАН Украины

Бялик Г.А. /к. т. н./
Запорожский национальный
технический университет

Переработка биметаллических материалов и отходов в вакууме

Предложенное авторами решение проблемы экономного использования ресурсов напрямую связано с возвратом в повторный цикл производства дефицитных и дорогостоящих металлов. Разработанная технология переработки биметалла в вакууме позволяет предотвратить окисление цветного металла, снизить в нем содержание кислорода, вредных примесей и газов. Ил. 1. Библиогр.: 7 назв.

Ключевые слова: биметаллический лом, вторичное сырье, рециклинг, технология, переработка в вакууме

Биметаллы или металл матричные материалы представляют широкий класс композитов, в которых прочный армирующий элемент располагается в относительно мягкой матрице. Постоянное ужесточение требований, предъявляемых к биметаллической продукции, предопределяет вовлечение в процесс производства неуклонно возрастающих объемов дорогостоящих и дефицитных металлов, что, в конечном счете, ведет к соответствующему увеличению объема биметаллического лома, который впоследствии практически не возвращается в повторный производственный цикл.

В настоящее время экспертами прослеживается четкая мировая тенденция увеличения доли производства цветных металлов из вторичного сырья, что обусловлено не только увеличением количества отходов, но и экономической целесообразностью переработки металлического лома по сравнению с производством изделий из первичного сырья [1]. По данным [2, 3] затраты на переработку вторичного металла в 6-8 раз меньше, а капитальные вложения в 6-10 раз меньше, чем на получение эквивалентного количества металла из первичного сырья. Поэтому в промышленно развитых странах доля цветных металлов, получаемых из вторичного сырья, составляет примерно треть их общего объема производства [4] и имеет ярко выраженную тенденцию к увеличению. В то время как в Украине доля вторичного сырья, например, при производстве меди составляет только 10-12 % [5] и это притом, что примерно 80-90 % современного общего мирового потребления приходится на вторичную медь. В пользу целесообразности переработки биметаллов свидетельствуют не только быстро уменьшающиеся запасы природного сырья, но и бессмысленность складирования дорогостоящих и дефицитных материалов, зачастую подверженных коррозии. Поэтому не случайно металлолом приобретает статус стратегического материала.

Перечисленные факторы, наряду с проводимым в последнее время курсом на вывоз металлолома, а также рост цен на целый ряд цветных металлов определяют актуальность активизации поиска эффективных средств, обеспечивающих ресурсосбережение. На наш взгляд, это, прежде всего, создание безотходных технологий замкнутого цикла, подобным природным, включающих производство биметаллической продукции из вторичного сырья и переработку биметаллических отходов и изделий, исчерпавших свой срок эксплуатации.

Производство биметаллов принято относить к разряду ресурсосберегающих технологий, обеспечивающих экономию дорогостоящих металлов посредством замены их в композите более дешевыми компонентами без потери соответствующих свойств материала в целом. В то же время, при рассмотрении всего жизненного цикла биметалла и проведении соответствующих экономических расчетов такое утверждение оказывается весьма сомнительным, поскольку приходится учитывать потери, связанные с не возвратом биметаллических изделий в повторный цикл производства (кроме как, за редким исключением, при использовании их, например, в качестве неконтролируемой добавки в шихту). Поэтому актуальный путь достижения реальной экономии ресурсов – рециклинг биметаллического лома.

Трудность дифференцированной переработки биметаллов очевидна. Известные способы рециклинга биметаллов (механическое разделение, электролитическое травление, магнитная, вибрационная, термическая обработка и пр.) основаны на различии в физических и химических свойствах их металлических составляющих [6]. Недостатками таких методов являются низкая производительность и эффективность, трудоемкость, экологическая опасность и пр. Поэтому цель настоящей работы состояла в поиске эффективной технологии переработки биметаллического лома с разделением и извлечением его компонентов. При этом под «эффективной» подразумевается экологически безопасная, экономически выгодная технология, обеспечивающая получение качественной металлопродукции.

По предлагаемой технологической схеме переработку биметаллического лома производят в вакуумной индукционной печи. После завершения процесса рециклинга биметалла осуществляют раздельное извлечение обоих металлических компонентов. Следует отметить возможность двоякого использования извлеченного

в результате переработки биметалла цветного металла: в качестве сырья для производства высокочистых металлов и шихты для получения соответствующих сплавов.

Важным преимуществом предлагаемой технологической схемы является также использование вакуума или инертной атмосферы, что позволяет предотвратить окисление цветного металла в процессе переплава, снизить содержание кислорода, вредных примесей и получить слиток с пониженным газосодержанием. В процессе вакуумной переработки биметалла, содержащего медную составляющую, происходит испарение и удаление из расплава примесей, имеющих более высокие значения давления пара (Al, Zn, Sn и др.). Что же касается снижения содержания наиболее вредной примеси – кислорода в расплаве цветного металла в процессе его вакуумной обработки, то для переработки отходов биметаллов с поверхностным слоем из цветных металлов, подверженных окислению и имеющих развитую поверхность, его актуальность очевидна. В частности, расчеты [7] показали, что при переплаве на воздухе содержание кислорода в медном расплаве, зависящее от толщины слоев меди в биметалле, а также окисного слоя, достигает величин (рисунок), которые могут негативно отразиться на качестве перерабатываемого цветного металла.

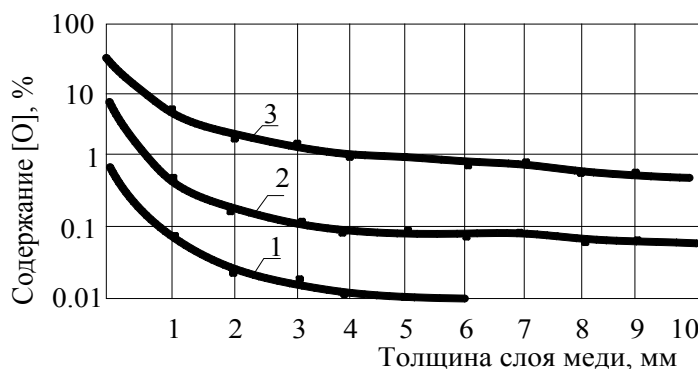


Рисунок. Изменение содержания кислорода в расплаве в зависимости от толщины слоев меди и окисной пленки (1 – 0,001мм, 2 – 0,01мм, 3 – 0,1мм)

Выводы

Решение одной из актуальных проблем современности – экономного использования ресурсов напрямую связано с возвратом в повторный цикл производства дефицитных и дорогостоящих цветных металлов. Предлагаемая концепция технологии переработки отходов и лома биметаллов, соответствует современным представлениям о создании эффективных технологических процессов, использующих современные вакуумные и электрометаллургические средства ведения плавки, обеспечивающие мобильность, экологическую чистоту, ресурсосбережение, повторное вовлечение в производственный цикл биметаллических отходов и лома, а также возможность получения небольших партий заготовок с высокими качественными показателями.

Предложен принципиально новый подход к использованию биметаллов в качестве новых источников сырья и шихты в черной и цветной металлургии. Впервые биметаллы рассматриваются не только как материалы с уникальными и принципиально новыми свойствами, а как источники сырья.

Предлагаемая технология представляет завершающую ступень замкнутого технологического цикла производства и переработки биметаллической продукции и может быть использована для переработки биметаллов, накапливающихся во все увеличивающихся масштабах.

Библиографический список

1. Шевелев А.И. Создание комплекса по переработке лома и отходов цветных металлов // Металл и литье Украины. – 2004, №3-4. – С.45-46.
2. Семенов Г. А. Экономика и организация производства во вторичной цветной металлургии. – М.: Металлургия, 1984. – 104 с.
3. Селезнев Л. П., Семенов Г.А. Проблемы повышения эффективности производства во вторичной цветной металлургии. М.: Металлургия, 1987. – 128 с.
4. Бойченко Б.М., Величко А.Г. Рециркуляция материалов – резервы будущего // Металл и литье Украины. – 1998. – № 5-6. – С. 3-7.
5. Найденок В.Я. О состоянии и путях возрождения литейного производства Украины // Литейное производство. – 1999. – № 12. – С. 2-5.
6. Производство металлических слоистых композиционных материалов / Н.Г. Кобелев, В.И. Лысак, В.Н. Чернышев др. – М.: Интермет Инжиниринг, 2002. – 496 с.
7. Рациональная ресурсосберегающая технология получения высококачественных слитков из отходов меди // Г.А. Бялик, В.В. Наумик, С.И. Адамчук, В.В. Лунев / Нові матеріали і технології в машинобудуванні. – 2005. – № 1. – С. 104-111.



О перспективах производства синтетических топлив на интегрированном металлургическом предприятии

Показана актуальность проблемы производства синтетических жидких топлив и обоснованы перспективные направления получения синтез-газа для последующей каталитической переработки в жидкое топливо. Предложена технологическая схема получения синтез-газа для производства синтетического жидкого топлива с использованием вторичных энергетических ресурсов металлургического предприятия: конвертерного и коксового газов. Рассмотрены особенности утилизации отходящих конвертерных газов и выделения водорода из коксового газа, обосновано снижение энергоемкости металлопродукции и экологической нагрузки на атмосферу. Ил. 2. Библиогр.: 16 назв.

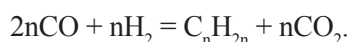
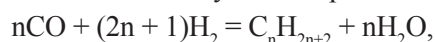
Ключевые слова: синтез-газ, конвертерный газ, монооксид углерода, коксовый газ, водород, газоочистка, газгольдер, газосмесительная станция

The urgency of a problem of production of synthetic liquid fuels is shown and the perspective directions of receiving synthesis gas for the subsequent catalytic processing in liquid fuel are proved. The technological scheme of receiving synthesis gas for production of synthetic liquid fuel with use of secondary energy resources of the metallurgical enterprise is offered: konverterny and koksovy gases. Features of utilization of departing konverterny gases and hydrogen allocation from koksovy gas are considered, decrease in power consumption of steel products and an environmental pressure on the atmosphere is proved.

Актуальность проблемы производства синтетических жидких топлив в последние годы значительно возросла. Мировое энергопотребление свидетельствует, что в настоящее время нефть является основным и наиболее востребованным энергоресурсом (рис. 1). При этом заметно выражена нефтяная зависимость транспортного комплекса, который быстро развивается, увеличивая количество технических средств, использующих моторное топливо. Это является причиной увеличения стоимости нефтепродуктов и, как следствие, накладывает определенные ограничения на развитие экономики отдельных стран и мировой экономики в целом [1, 2], поэтому вопросы повышения энергоэффективности и энергосбережения, в том числе разработки новых видов топлива привлекают большое внимание исследователей.

Устойчивое промышленное производство синтетического жидкого топлива (СЖТ) на основе производства синтез-газа (смесь CO и H_2), полученного в результате парокислородной газификации угля, существует в течение нескольких десятилетий в ЮАР. Активно занимаются развитием этого направления и производством СЖТ в США, Германии, Японии, Китае и Индии. В настоящее время мировое производство СЖТ составляет более 20 млн. т/год, при этом в стадии проектирования и строительства находится еще целый ряд производств с суммарной производительностью по СЖТ около 300 млн. т/год.

Все технологически реализованные процессы производства СЖТ основаны на синтезе углеводородов из монооксида углерода и водорода (процесс Фишера-Тропша), который необходимо рассматривать как восстановительную олигомеризацию монооксида углерода в результате сложной комбинации химических реакций, которые в общем виде могут быть представлены следующим образом [3]



Критерием качества исходного синтез-газа в данной постановке задачи является объемное (мольное) соотношение H_2 и CO , равное 1,5–2,4 (оптимум 1,8–2,2), и наличие примесей (азота, угольной кислоты, сернистых соединений и т.д.).

Анализ технологических положений получения синтез-газа для производства СЖТ показал, что в качестве исходного сырья могут быть использованы вторичные энергетические ресурсы (ВЭР), которые на интегрированных металлургических предприятиях с полным циклом представлены газовыми средами с характерным содержанием горючих компонентов (CO ,

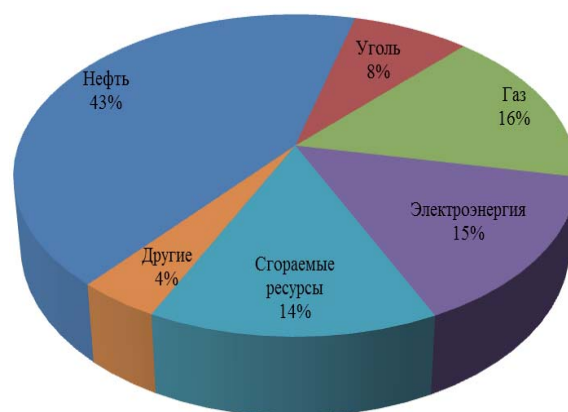


Рис. 1. Соотношение мирового потребления энергоресурсов

H_2 , CH_4 , C_mH_n и др.), образующимися при реализации различных металлургических технологий. Тепловая ценность ВЭР и выход на единицу продукции определяются составом исходной шихты, физико-химическими процессами, свойственными той или иной технологии, но в общем энергетическом балансе металлургического предприятия ВЭР составляют около 50 % [4, 5]. Безусловно, при традиционной схеме производства металлопродукции на основе аглодоменного комплекса с развитой инфраструктурой (коксохимическим, агломерационным и энергетическим производствами) источники ВЭР разобщены территориально, функционируют в разных временных режимах, а сами носители энергии сильно различаются по термодинамическим параметрам (температуре, давлению, составу и т.д.) что значительно усложняет создание замкнутой экологической системы, обеспечивающей экономию энергии и улучшение экологической обстановки металлопроизводящих регионов [6]. Однако совмещение даже нескольких технологий, например выплавки стали в конвертерах и коксохимического производства, с одной стороны, и получения синтез-газа с использованием химической энергии отходящих конвертерных газов, с другой, позволит значительно повысить энергоэффективность черной металлургии.

Конвертерный газ из-за значительных колебаний по выходу (в среднем 70–90 м³/т), а также в силу периодичности сталеплавильного производства в конвертере для технологических целей практически не используется, несмотря на то, что существуют конструкторские решения по его применению для подогрева металлического лома, руды или окатышей, а также для обжига извести [4]. Определенные достижения в энергосбережении связаны с использованием конвертерного газа для получения пара, а в основном его дожигают «на свече» и выбрасывают в атмосферу, увеличивая количество парникового газа в окружающей среде [7, 8].

Химический состав конвертерного газа при работе агрегатов с верхней подачей кислорода колеблется обычно в следующих пределах, %: 85–90 CO , 8–14 CO_2 , 1,5–3,5 O_2 . Теплота сгорания газа составляет 8,4–9,2 МДж/м³ при его температуре 1300–1700 °С [9]. Как правило, в отходящих конвертерных газах содержится некоторое количество серы, азота и водорода.

С конвертерными газами уносится до 14 % серы, содержащейся в шихте; при 13 % с пылью и только 1 % с газовой фазой. При отводе газов без дожигания или с недожогом в них содержится сера или двуокись серы, но при отсутствии свободного кислорода в тракте устанавливается восстановительная атмосфера, и двуокись серы SO_2 не переходит в SO_3 . При отводе газов с полным дожиганием в газах присутствует свободный кислород, и SO_2 переходит в SO_3 , что требует защиты тракта от коррозии, так как при мокрой очистке SO_3 вступает в реакцию с влагой и образует слабую серную кислоту.

Наличие окислов азота в конвертерных газах при продувке металла из-за малого количества азота в кислороде (около 0,5 %) маловероятно. Однако при дожигании CO в котле-охладителе выход окислов азота составляет около 100 мг/м³ или 50 г/т стали. Окислы азота образуются также при дожигании конвертерного газа на свече в количестве 30 г/т стали.

Влага в конвертер может вноситься с металлическим ломом, известью, а также с другими материалами. При отводе газов с полным дожиганием водород обычно полностью сгорает в процессе образования и движения газов по тракту. А при отводе газов без дожигания или с частичным дожиганием содержание водорода в конвертерных газах иногда увеличивается до 8 % и в отдельных случаях до 10–15 % при течи фурмы, например, что безусловно требует изменения режима работы. Однако, широкое распространение отвода газов без дожигания окиси углерода свидетельствует, что при соблюдении всех правил технической эксплуатации работ установок вполне надежна и безопасна.

Отходящие конвертерные газы несут с собой значительное количество плавильной пыли (в отдельные периоды до 250 г/м³ газа). Химический состав пыли: 60–70 % железа и его окислов; 5–7 % окиси кальция; 0,7–3 % кремнезема и некоторых других. Современная газоочистка с применением для улавливания пыли на первом этапе труб Вентури и/или «скрубберов» («мокрый» способ) и электрофильтров на втором этапе («сухой» способ) обеспечивает снижение концентрации пыли до 10 мг/м³ [10], что позволяет использовать очищенный газ как источник CO для получения синтез-газа, подавая его в специальные емкости – газгольдеры для хранения и усреднения от плавки к плавке в соответствии с технологическим процессом выплавки стали в конвертерах.

На рис. 2 показана предлагаемая схема производства СЖТ с использованием вторичных энергетических ресурсов. Водород для получения синтез-газа предлагается выделять из обратного коксового газа (ОКГ), поступающего в газовую сеть металлургического предприятия из химического цеха коксохимического производства после отделения смолы коксования, сырого бензола, аммиака и пиридиновых оснований. ОКГ обладает высокой теплотой сгорания (свыше 17 МДж/м³), его усредненный состав, %: 55–60 H_2 , 20–30 CH_4 , 5–7 CO , 2–3 CO_2 , 4 N_2 , 2–3 C_mH_n . Предварительно необходима его глубокая очистка от аэрозольных смолистых и нафталиновых частиц, а также от сернистых соединений [11–14].

Сначала предлагается обработка запыленных газов распыленной водой в установках типа Вентури, обеспечивающих улавливание тумана на 99–100 %, частиц пыли размером 0,01–0,35 мкм на 50–85 %, а более крупных, размером 0,5–2,0 мкм – на 97 % [11, 15].

Современная технология очистки коксового газа от смолистых аэрозолей в низконапорных скрубберах Вентури, разработанная ВУХИНОм и внедренная в ОАО «Губахинский кокс», характеризуется следующи-

ми показателями: производительность по газу 50–100 тыс. $\text{м}^3/\text{ч}$, остаточное содержание аэрозолей смолы в газе 20–50 $\text{мг}/\text{м}^3$ газа, эффективность очистки 98–99 %, гидравлическое сопротивление 60–80 мм вод. ст. [13].

Следующим агрегатом для контрольной очистки коксового газа от аэрозолей может быть электрофильтр. Метод основан на ионизации и зарядке частиц аэрозоля при прохождении газа через электрическое поле высокого напряжения, создаваемое коронирующими электродами. Промышленные электрофильтры состоят из ряда заземленных пластин или труб,

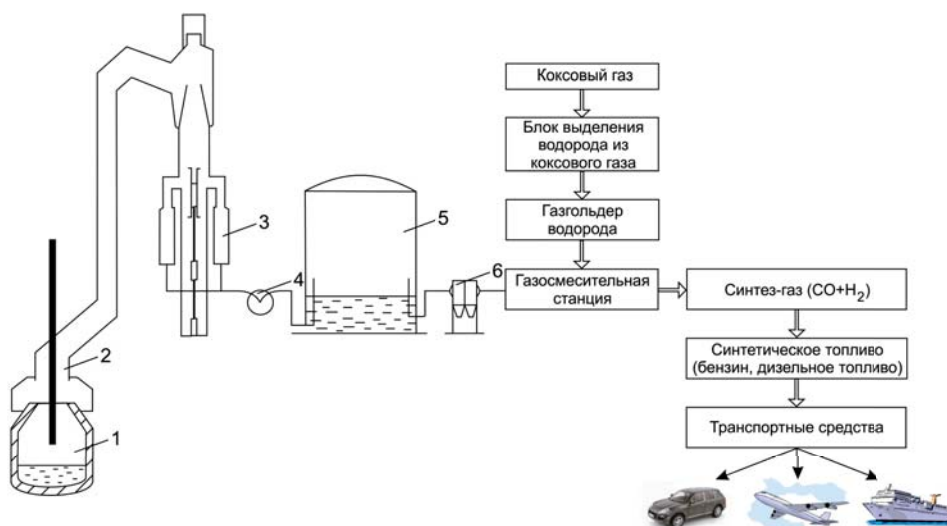


Рис. 2. Принципиальная схема производства синтетического жидкого топлива с использованием вторичных энергоресурсов интегрированного металлургического предприятия: 1 – кислородный конвертер; 2 – котел-утилизатор; 3 – скруббер с трубами Вентури; 4 – эксгаустер; 5 – газгольдер конвертерного газа; 6 – электрофильтр для очистки конвертерного газа

через которые пропускается очищаемый газ. При очистке от пыли сухих газов электрофильтры могут работать в широком диапазоне температур и давлений. Их гидравлическое сопротивление составляет 100–150 Па. Степень очистки от аэрозолей – выше 90 % (до 99,9 %) на многопольных электрофильтрах при размере частиц более 1 $\mu\text{м}$. Расход электроэнергии на электростатическую очистку составляет 0,1–0,5 кВт/1000 м^3 газа.

Следующим технологическим звеном подготовки коксового газа к разделению является очистка от сернистых соединений, в основном сероводорода. При выделении сероводорода из газа необходимо учитывать присутствие в неочищенном коксовом газе цианистого водорода, который поглощается вместе с сероводородом и способен образовывать тиоцианаты. Количество цианистого водорода в коксовом газе на предприятиях, перерабатывающих низкосернистые угли Кузбасса, сопоставимо с содержанием сероводорода (2–4 $\text{г}/\text{м}^3$), поэтому требуется комплексная очистка коксового газа от сероводорода и цианистого водорода, после чего газ направляется в технологический блок по выделению водорода (рис. 2).

Значительное распространение в мире получила технология разделения газовых смесей методом короткоциклового адсорбции под переменным давлением (КЦА-PSA), в частности, с получением водорода высокой концентрации (от 95 до 99,9 %), которая основана на поглощении при высоком давлении твердым адсорбентом «примесей», содержащихся в исходном водородсодержащем газе, при прохождении через слой адсорбента с последующей десорбцией поглощенных примесей при сбросе давления и продувке противотоком чистым водородом [15, 16]. Что касается технологии использования полимерных, мембранных для разделения газовых смесей, то такие установки имеют ряд существенных недостатков по сравнению с короткоциклового адсорбцией; и прежде всего высокую энергоемкость, недостаточную надежность и срок службы (3–5 лет), поэтому технология КЦА-PSA в предлагаемой схеме предпочтительней.

Нами предлагается технологическая схема получения синтез-газа для производства СЖТ с использованием охлажденного и очищенного конвертерного газа, который смешивают в определенном количестве с водородом для получения необходимого объемного соотношения H_2 и CO для последующей каталитической переработки в жидкое топливо.

Внедрение на металлургическом предприятии технологии использования вторичных энергетических ресурсов для производства синтетического топлива позволит снизить энергоемкость металлопродукции, экологическую нагрузку на атмосферу и себестоимость товарного бензина.

При существующем, например, в ОАО «ЕВРАЗ ЗСМК» объеме производства кокса и стали может быть получено более 1,3 млрд. $\text{м}^3/\text{год}$ синтез-газа, что соответствует возможности и высокой рентабельности катализа высокооктанового СЖТ с объемом продаж до 2,6 млрд. руб./год.

Библиографический список

1. Электроэнергетика России: экономика и реформирование. – М.: Изд-во ИНП, 2011. – 77 с.
2. Гнездилов Е.А., Жуков А.В., Яковлев А.Д. // Фундаментальные исследования. – 2007. – № 12 – С. 342–344.
3. http://leters.ru/wp-content/uploads/statii/kovalev_2010.pdf
4. Ярошенко Ю.Г. // Металлургическая теплотехника. – 2011. – Вып. 3(18). – С. 164–176.
5. Лисин В.С. Стратегические ориентиры экономического развития черной металлургии в современных условиях. – М.: Экономика, 2005. – 404 с.
6. Лякишев Н.П., Николаев А.В. // Металлы. – 2001. – № 5. – С. 8–18.

7. Шевелев Л.Н. Мировая черная металлургия 1950–2000 гг. - М.: Машиностроение, 1999. – 216 с.
8. Николаев А.В. // Сталь. – 1993. – № 11. – С. 14–18.
9. Кудрин В.А. Теория и технология производства стали: учебник для вузов. – М.: Мир, 2003. – 528 с.
10. <http://esco-ecosys.narod.ru/journal/journal48.htm>.
11. Назаров В.Г. // Кокс и химия. – 2011. – № 3. – С. 54–56.
12. Стефаненко В.Т. // Кокс и химия. – 2011. – № 3. – С. 62–65.
13. Ахметов С.А., Ишмияров М.Х., Кауфман А.А. Технология переработки нефти, газа и твердых горючих ископаемых. – С.-Пб.: Недра, 2009. – 832 с.
14. Швидкий В.С., Ладыгичев М.С. Очистка газов. Справочник. – М.: Теплоэнергетик, 2002. – 450 с.
15. Хейфец Л.И., Зеленко В.П., Павлов Ю.В. Элементы теории процессов адсорбционного разделения газовых смесей. – М.: МГУ им. Ломоносова, 2004. – 68 с.
16. Баранов Д.А., Кутепов А.М. Процессы и аппараты. – М.: Academia, 2004. – 304 с.



УДК 669.184.244.66

Пантейков С.П. /к.т.н./
Днепродзержинский ГТУ

Несвет В.В., Учитель Л.М. /к.т.н./, Ситало А.А.,
Ивко В.В., Моцный В.В.*
ОАО «ДМК им. Ф.Э. Дзержинского»

Использование в конвертерном цехе ОАО «Днепровский металлургический комбинат им. Ф.Э. Дзержинского» сварных конструкций фурменных головок с усовершенствованной системой охлаждения наконечников

С целью повышения стойкости головок к верхним кислородным фурмам 250-т конвертеров ОАО «Днепровский металлургический комбинат им. Ф.Э. Дзержинского» кафедрой металлургии стали и литейного производства Днепродзержинского ГТУ совместно с работниками конвертерного цеха и механических служб указанного предприятия разработана и опробована новая конструкция пятисопловой фурменной головки. Применение указанной конструкции позволило за счёт более рационального распределения охладителя в фурменной головке повысить её стойкость в 1,287-5,375 раза в сравнении с различными фурменными головками обычной конструкции. Ил. 1. Библиогр.: 10 назв.

Ключевые слова: фурма, охлаждение, сопло, стойкость

With the purpose of increase of firmness of heads to the upper oxygen lances became operative 250-ton converters JSC «Dneprovskiy metallurgical plant to the name F.E. Dzerzhinsky» (Dneprodzerzhinsk, Ukraine) the Department of Metallurgy of Steel and Casting production of Dneprodzerzhinsk State Technical University in conjunction with members of the converter shop and mechanical services of the enterprise developed and tested the new design of five-nozzle tuyere head. Application of the design has allowed for a more rational distribution of refrigerant in tuyere head to increase its strength in 1,287-5,375 times in comparison with various of tuyere head the usual design.

Keywords: tuyere, cooling, nozzle, resistance

Постановка задачи

Известно [1], что расположение дутьевых сопел на пути движения охлаждающей воды в многосопловых конструкциях фурменных головок приводит к образованию за каждым соплом застойных зон охладителя. Это является причиной возникновения за соплами локальных засопловых участков плёночного кипения воды, в результате чего температура материала наконечника в этих зонах становится значительно выше остальной части медной головки, что, в конечном итоге, приводит к перегреву и расплавлению (прогару) материала в засопловых зонах наконечников и, как следствие, к выходу из строя верхних продувочных устройств. Число и площадь участков застойных зон возрастает с увеличением количества сопел в головках, чем объясняется обратная пропорциональная зависимость стойкости фурменных головок от количества расположенных в них продувочных сопел. Очевидно, что устранение застойных зон охладителя в конструкциях фурменных головок будет способствовать дальнейшему увеличению их стойкости и продлению срока службы верхних фурм. При этом количество сопел, которое необходимо разместить в дутьевом устройстве с точки зрения обеспе-

* В работе принимали участие: Родь А.Г., Махлай Ю.П., Несвет К.В., Дерипаско В.А., Харченко Ю.И., Олиар В.Е., Кадацкий Л.В., Белошевский В.М., Соколов А.Н., Лосева Т.И., Женилов В.В., Галаганов А.С.

ния рациональных дутьевого и шлакового режимов ведения конвертерной плавки, не будет лимитироваться стойкостью головок.

Цель исследования

С целью проверки предположения о влиянии охлаждения засопловых зон на стойкость головок к верхним кислородным фурмам 250-т агрегатов ОАО «ДМК им. Ф.Э. Дзержинского» кафедрой металлургии стали и литейного производства Днепродзержинского ГТУ совместно с работниками конвертерного цеха и механических служб указанного предприятия разработана, изготовлена, опробована новая конструкция [2] пятисопловой фурменной головки (рисунок). Данной конструкцией дутьевого устройства предусмотрено охлаждение зон засоплового пространства наконечников путём подвода за каждое сопло дополнительных потоков воды.

Изложение основного материала

Конструкция [2] головки (рисунок) состоит из патрубков подачи воды 1, подвода кислорода 2 и отвода воды 3, верхней (коллектора) 4 и нижней (наконечника) 5 чаш, которые удерживают в себе посредством сварки сопловые вкладыши 6 с соплами Лавалья, расположенные равномерно по окружности под углом 17° к вертикальной оси фурмы. Между чашами 4 и 5 дополнительно установлена промежуточная чаша - разделитель потоков воды 7, имеющий отверстия 8, которые выполнены над засопловыми зонами наконечника 5 для подачи охладителя в указанные зоны. В коллекторе 4 патрубок подачи воды 1 установлен таким образом, что между его нижним торцом и верхней поверхностью разделителя потоков 7 образуется кольцевой зазор 9 для обеспечения подвода охлаждающей воды к отверстиям 8. Для подачи воды на охлаждение внутренней поверхности наконечника 5 в разделителе потоков 7 выполнено центральное отверстие 10.

Величинами площадей проходных сечений отверстий 8 и кольцевого зазора 9 можно регулировать объём воды, идущей на охлаждение засопловых зон, достигая тем самым необходимой интенсивности охлаждения засопловых участков наконечника головки.

Охлаждение фурменной головки осуществляется следующим образом. Охлаждающая вода поступает в головку через центральную трубу 1 и разделяется на две группы потоков - основную и дополнительную. Основная группа потоков (расход воды составляет 80 % от общего её расхода на охлаждение) через центральное отверстие 10 в разделителе 7 подаётся в отводящий тракт головки (в пространство между разделителем 7 и наконечником 5) к соплам 6 и, огибая их корпус, уходит в отводящий тракт фурмы между наружной 3 и промежуточной 2 трубами. При этом за соплами образуется локальная застойная зона охладителя, в которую направляются дополнительные потоки охладителя (расход воды составляет 20 % от общего) через отверстия 8 в разделителе 7, к которым вода подводится через кольцевой зазор 9 между нижним торцом центральной трубы 1 и разделителем 7, тем самым способствуя интенсивному охлаждению засопловых участков наконечника 5. На конечном участке канала отвода воды в головке между наконечником 5 и разделителем потоков 7 основные и дополнительные потоки воды смешиваются, и охладитель сплошным потоком направляется в отводящий тракт верхней фурмы.

Применение данной конструкции фурменной головки [2] позволило за счёт более рационального распределения охладителя в головке фурмы повысить её стойкость. Опытнo-промышленное опробование показало, что стойкость пятисопловых головок с охлаждением зон засоплового пространства [2] возросла (средняя их стойкость составила 172 плавки) в сравнении со штатными (используемыми в цехе) конструкциями без охлаждения засопловых зон наконечника с пятью и шестью соплами, имеющими аналогичную (уменьшенную до 25 мм)

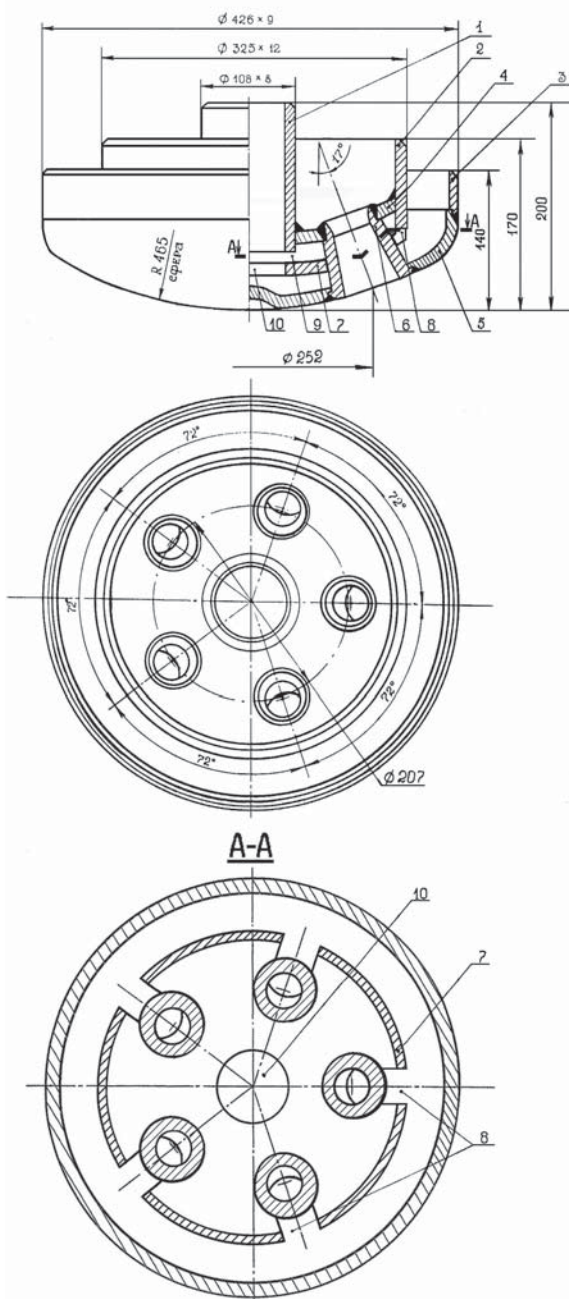


Рисунок. Конструкция пятисопловой головки к верхней кислородной фурме с усовершенствованной системой охлаждения: 1 - патрубок подачи воды; 2 - патрубок подвода кислорода; 3 - патрубок отвода воды; 4 - верхняя чаша (коллектор); 5 - нижняя чаша (наконечник); 6 - вкладыши с соплами Лавалья; 7 - разделитель потоков воды (промежуточная чаша); 8 - отверстия для прохода воды; 9 - кольцевой зазор; 10 - центральное отверстие

высоту охлаждающего тракта головки (расстояние между нижней поверхностью коллектора 4 и внутренней поверхностью наконечника 5): в 2,205 раза по сравнению с пятисопловыми головками (средняя стойкость последних составляла 78 плавов [3, 4]); в 1,287 раза в сравнении с шестисопловыми головками (средняя стойкость последних составляла 126,2 плавки [5, 6]).

По сравнению же с пяти- и шестисопловыми головками, в которых не предусмотрено охлаждение засопловых зон наконечника и имеющими стандартную (59 мм) высоту охлаждающего тракта головки, стойкость новых конструкций пятисопловых головок с охлаждением зон засоплового пространства [2] возросла в более значительной степени: в 4,195 раза в сравнении с пятисопловыми головками (средняя стойкость последних составляла 41 плавка [3, 4]); в 5,375 раза по сравнению с шестисопловыми головками (средняя стойкость последних составляла 32 плавки [6, 7]).

Приёмочная комиссия по результатам испытаний предложенных разработок вынесла решение о внедрении в производство предложенной конструкции [2] пятисопловой фурменной головки. Ведутся работы по дальнейшей оптимизации конструкций фурменных головок и способа их изготовления с целью повышения их стойкости и снижения трудоёмкости изготовления. В частности, предусматривается [8] дополнительная установка за соплом изолирующих устройств (перегородок), которые будут изолировать основные и дополнительные потоки охладителя друг от друга на некотором расстоянии за соплом, на котором направления движения указанных потоков воды не совпадают. Данный прием призван устранить соударения основных потоков воды с её нисходящими дополнительными потоками (что чревато значительным снижением интенсивности охлаждения из-за падения скорости воды в дутьевом устройстве в результате столкновения потоков), охлаждающими засопловую зону наконечника, последние из которых в начале своего пути имеют иное (сверху вниз) направление по отношению к основным потокам охладителя, движущихся от центра фурменной головки к ее периферии. Кроме всего прочего, нижняя поверхность разделителя потоков 7 должна обязательно иметь специальный профиль, обеспечивающий равномерное (с одинаковой скоростью по всей внутренней поверхности нижней чаши головки) охлаждение наконечника 5 дутьевого устройства, на что указывают и авторы работы [9]. Примером выполнения такого дутьевого устройства для верхней продувки конвертерной ванны является конструкция фурменной головки [10].

Выводы

Применение предложенной конструкции фурменной головки с усовершенствованной системой охлаждения [2] позволило за счёт более рационального распределения охладителя в фурменной головке повысить её стойкость в 1,287-5,375 раза в сравнении с различными фурменными головками обычной конструкции.

Библиографический список

1. Современный кислородно-конвертерный процесс / И.И. Борнацкий, В.И. Баптизманский, Е.И. Исаев и др. – К.: Техніка, 1974. – 264 с.
2. Пат. 40296 Украина, МПК⁷ С 21 С 5/48. Головка к верхней кислородной фурме с центральным подводом воды / С.П. Пантейков, В.В. Несвет, Л.М. Учитель и др. - № 2000116633; Заявл. 23.11.2000; Опубл. 16.07.2001. Бюл. № 6.
3. Повышение стойкости сварных конструкций наконечников верхних кислородных фурм в конвертерном цехе Днепровского металлургического комбината / А.Г. Чернятевич, Л.М. Учитель, С.П. Пантейков, В.В. Ивко // Тр. V конгр. сталеплавильщиков. - М.: Черметинформация, 1999. - С. 137-139.
4. Усовершенствование конструкций верхних фурм для большегрузных конвертеров / А.Г. Чернятевич, С.П. Пантейков, Л.М. Учитель, В.В. Ивко // Сталь. - 2000. - № 2. - С. 14-16.
5. Повышение ресурсосберегающей эффективности верхней продувки 250-т конвертерной ванны / С.П. Пантейков, А.Г. Чернятевич, Л.М. Учитель и др. // Изв. вузов. Чёрная металлургия. - 2003. - № 5. - С. 24-29.
6. Повышение стойкости сварных конструкций шестисопловых фурменных головок / С.П. Пантейков, А.Г. Чернятевич, В.В. Несвет и др. // Тр. VI конгр. сталеплавильщиков. - М.: Черметинформация, 2001. - С. 99-101.
7. Повышение эффективности верхней продувки в 250-т конвертерных агрегатах / А.Г. Чернятевич, С.П. Пантейков, Л.М. Учитель и др. // Новости чёрной металлургии России и зарубежных стран. Ч. 1. - Чёрная металлургия. Бюллетень НТИЭИ. - 2000. - № 1-2. - С. 41-45.
8. Пантейков С.П. Пути совершенствования систем охлаждения наконечников верхних дутьевых фурм для крупнотоннажных конвертеров // Зб. наук. пр. ДДТУ (технічні науки): В 2 т. - Дніпропетровськ: Системні технології, 2000. - Т.1. - С. 25-32.
9. Современные разработки многосопловых головок фурм для конвертеров ЛД и взаимосвязь между конструкцией головки фурмы и металлургическими результатами / Д.П. Коттедж, Г.Л. Эколс, Д. Шуп, К. Энлер // БНТИ Чёрная металлургия. - 1993. - № 1. - С. 21-25.
10. Заявка 1591585 Великобритания, МКИ³ С 21 С 5/46. Головка продувочной фурмы. - Заявл. 22.03.1978; Опубл. 24.06.1981, № 4812.





УДК 621.73

Тумко А.Н. /к.т.н./

ПАО «Электрометаллургический завод «Днепропеталь» им. А.Н. Кузьмина»

Формирование структуры и свойств ледебуритных сталей в многооперационных процессах горячей деформации

В условиях электрометаллургического завода проведены экспериментальные и статистические исследования формирования структуры и свойств ледебуритных сталей в многооперационных процессах горячей деформации. Исследовано влияние степени и способа деформации на изменение карбидной неоднородности различных сталей ледебуритного класса. На основе полученных результатов разработана методика прогнозирования карбидной неоднородности проката и поковок стали 8Х4В9Ф2-Ш в зависимости от химического состава и схемы деформационного передела, включающего ковку на прессах, молотах, радиально-ковочных машинах и прокатку на стане 550. Методика позволяет также для заданного химического состава плавки рассчитать технологическую схему, обеспечивающую требуемый уровень качества проката и поковок. Ил. 4. Библиогр.: 7 назв.

Ключевые слова: ковка, прокатка, карбидная ликвация, уков, гомогенизация, порошковая металлургия, поковка, предел прочности

In the electrometallurgical enterprise the experimental and statistical researches of structure and property forming in ledeburitic steel have been carried out for multiprocess hot working. Influence of reduction ratio and deformation method on carbide inhomogeneity alteration in different ledeburitic steels has been studied. On the basis of the results obtained the forecasting technique has been developed for carbide inhomogeneity in rolled and forged products of 8X4B9Ф2-Ш steel grade depending on chemical composition and hot working flowsheet including forging in presses, hammers, radial-forging machines and rolling on the 550 rolling mill. The technique also allows developing of process flowsheet for the required chemical composition of a heat that provides required quality level of rolled and forged products.

Стали ледебуритного класса применяют для изготовления различных инструментов, высокооборотных телостойких подшипников, тяжело нагруженных конструкций.

Одним из важнейших показателей их качества является карбидная неоднородность (КН), которая определяет размер аустенитного зерна, эксплуатационные характеристики материала, механические свойства и представляет собой сохранившиеся участки ледебуритной эвтектики в деформированном металле (рис. 1). Она определяется условиями кристаллизации слитка и технологическими параметрами термической обработки и пластической деформации слитков и заготовок. Повышение карбидной неоднородности приводит к значительному уменьшению прочности и вязкости металла, к уменьшению стойкости инструмента и подшипников.

Уменьшение карбидной неоднородности достигается уменьшением размера слитка, оптимизацией химического состава стали, гомогенизирующим нагревом слитков и заготовок перед горячей деформацией, увеличением степени деформации (рис. 2).

Однако уменьшение размера слитка приводит к снижению степени деформации для получения заданного профилирующего размера. И наоборот, чтобы повысить степень деформации, необходимо увеличивать размер слитка, если не использовать традиционные приёмы, разработанные для ковки на прессах и молотах: осадка слитков, увеличение коэффициента подачи при протяжке, использование специального инструмента, изменение направления деформации при ковке в поперечных бойках [1, 2]. При этом количественное влияние технологических параметров ковки и прокатки на карбидную неоднородность ледебуритных сталей не установлено, что объясняется многооперационностью процессов: кроме деформационных факторов (степень, скорость, температура, способ деформации), на качество поковок и проката ледебуритных сталей существенное влияние оказывают химический состав, определяющий количество карбидной фазы и неравномерность её распределения по объёму слитка, способность её к деформационному разрушению и перемещению в процессе деформации, к диффузному распределению по объёму слитка во время гомогенизирующего нагрева (отжига) перед деформацией. Также карбидная ликвация в слитке определяется условиями кристаллизации как при разливке стали, так и при электрошлаковом или вакуумно-дуговом переплавах. Многооперационность процесса горячей деформации усложняет представление о влиянии технологических факторов на карбидную неоднородность металлопродукции из ледебуритных сталей.

Отсутствие экспериментальных данных по количественному влиянию различных технологических факторов многооперационных процессов горячей деформации на показатели качества ледебуритных сталей не позволяет прогнозировать и гарантировать необходимое качество проката и поковок из этих сталей.

Целью данной работы является разработка методики прогнозирования качества проката и поковок ледебу-

ритных сталей на основе экспериментальных и статистических исследований формирования структуры и свойств ледобуритных сталей в многооперационных процессах горячей деформации.

Работу проводили в условиях ПАО «Днепро-спецсталь», располагающего разнообразными технологиями получения высоколегированных сталей ледобуритного класса и их горячей деформации: выплавка сталей в открытых дуговых и индукционных печах, вакуумно-дуговой и электрошлаковый переплав, порошковая металлургия; ковка слитков, прессы порошковых сталей и заготовок на прессах, молотах, радиально-ковочных машинах; прокатка на обжимно-заготовочном и сортовых станах.

По ГОСТ 5950-73 карбидную неоднородность штамповых сталей типа X12, X12МФ регламентируют до диаметра 100 мм. Крупногабаритные поковки из этих сталей не производили и соответственно в слитки массой больше 1,0 т высокохромистые стали ледобуритного класса не разливали до 1990-х гг., когда появилась большая потребность в инструменте для холодной листовой штамповки крупных деталей, кузовов автомобилей и различных корпусов.

Учитывая это обстоятельство, ПАО «Днепро-спецсталь» освоил процесс производства поковок диаметром до 420 мм из ледобуритных сталей типа X12, X12МФ и X12В вначале из слитков массой 3,6 т, затем поковок диаметром до 600 мм из слитков большей массы, в том числе и из слитка электрошлакового переплава диаметром 800 мм.

Первый опыт [3] производства поковок диаметром 320-410 мм из стали X12МФ обеспечил карбидную неоднородность в центре профиля от 8 до 9 баллов по ГОСТ 5950-73, на половине радиуса и периферии профиля - 7 и 6 баллов, соответственно (см. рис. 1). Ковка слитков массой 3,6 т с уковом 30-35 на квадратный профиль со стороной 100 мм позволяет уменьшить карбидную ликвацию до 3-4 баллов по всему сечению профиля. Увеличение массы слитка до 7,4 т позволило увеличить уков при протяжке в 1,5 раза и исключив из деформационной схемы операцию осадки, обеспечить незначительное уменьшение карбидной неоднородности крупных поковок стали X12МФ.

В поковках диаметром 150-180 мм, изготовленных из слитков массой 1,0 т на радиально-ковочной машине с уковом от 4 до 6, карбидная неоднородность от периферии к центру профиля изменяется от балла 6 до балла 9,5. На половине радиуса, где её обычно контролируют, карбидная неоднородность соответствует баллу 8, превышая на 1 балл показатель для поковок, полученных с такой же степенью деформации на прессах из слитков массой 3,6 т. Это объясняется особенностями перемещения металла в очаге деформации при ковке на прессах и радиально-ковочных машинах.

Радикальным способом устранения карбидной неоднородности в стали является порошковая металлургия, которая включает получения порошка и его уплотнение. При этом каждую частицу порошка можно рассматривать как маленький слиток. После прессования такого порошка получают изделие, однородное по химическому составу и структуре.

В ПАО «Днепро-спецсталь» внедрена технология получения быстрорежущих и штамповых сталей более 60 марок методом порошковой металлургии [4, 5].

Технологическая схема предусматривает выплавку стали в индукционной печи, распыление расплава азотом высокой чистоты, заполнение порошком металлических капсул, вакуумирование, заполнение капсул с порошком азотом, герметизацию, холодное гидростатическое прессование, нагрев и горячее газостатиче-

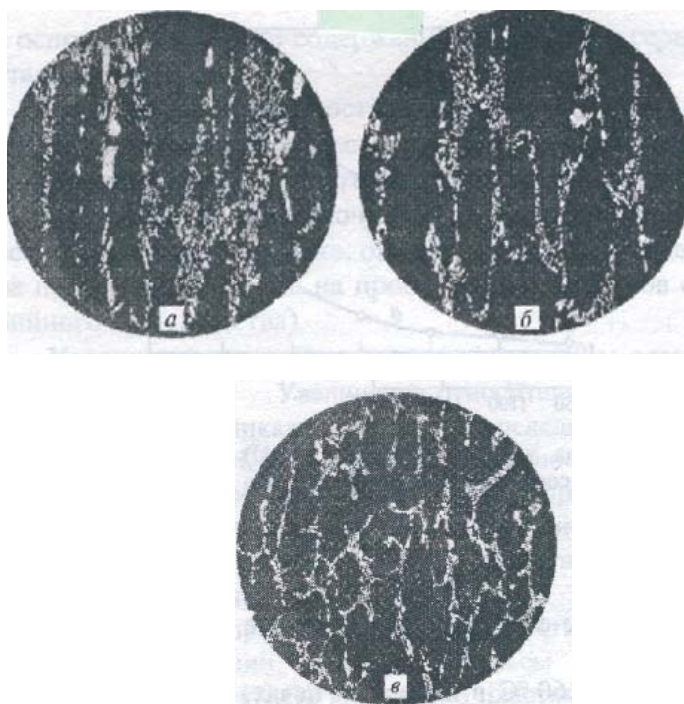


Рис. 1. Микроструктура (x100) поковок диаметром 350 мм стали X12МФ в центре (а) на половине радиуса (б) и периферии профиля (в)

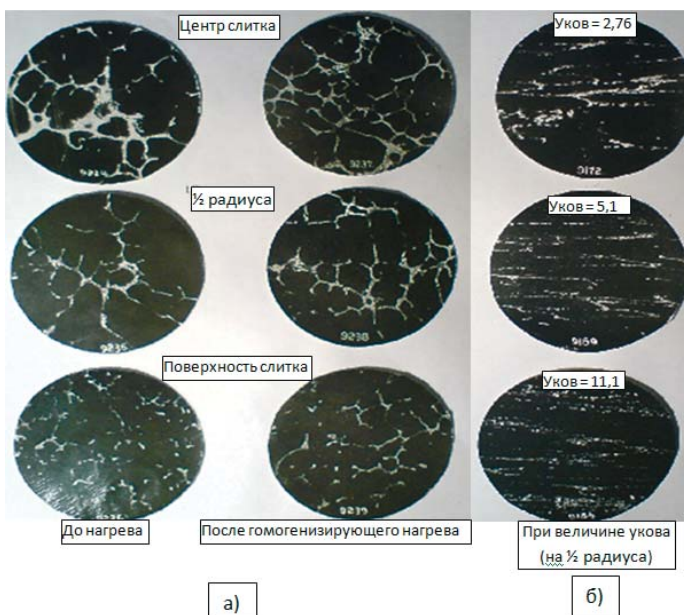


Рис. 2. Микроструктура слитка (а) и поковки (б) из стали ЭИ347-Ш

ское прессование. Порошковая сталь после горячего газостатического прессования имеет практически 100 % плотность, отличается мелкодисперсной структурой с равномерно распределёнными мелкими карбидами, что обуславливает высокий уровень технологической пластичности и служебных свойств и выгодно отличает её от сталей, полученных традиционным способом.

На рис. 3 приведена микроструктура стали Р6М5Ф3 традиционного и порошкового исполнения.

Как видно из приведенных снимков, высокое содержание в быстрорежущей стали карбидообразующих элементов и углерода приводит к грубым ликвационным явлениям в литом металле, что крайне неблагоприятно сказывается на стойкости инструмента. Дисперсность микроструктуры порошковых частиц обусловлена высокими скоростями охлаждения капель жидкого металла в интервале температур кристаллизации. Скорость охлаждения составляет 500-1000 °С/с. Первая твёрдая фаза, выделившаяся в форме дендрита, имеет весьма мелкую структуру. Расстояние между осями дендритов достигает 6 мкм. Выделения карбидов имеют вид мелкозернистой карбидной эвтектики. Карбиды диаметром, в основном, 0,5 мкм располагаются между первыми дендритными выделениями. При размере частиц менее 0,8 мм не происходит макроскопическая ликвация. Микроскопическая ликвация внутри частиц порошка весьма незначительная вследствие высокой скорости кристаллизации. В деформированной порошковой стали величина карбидов не более 2 мкм, карбидная неоднородность не более 1 балла для всех профилей по ГОСТ 19265; ГОСТ 5950-73.

Газостатическое прессование порошковых сталей производят при температуре 1150 °С, и температура нагрева прессовок и заготовок перед прокаткой или ковкой не превышает 1150 °С. Карбиды в быстрорежущих сталях в многооперационных процессах нагрева и деформации не увеличиваются в размерах и во всех профилях не превышают 2 мкм. Однако в штамповых порошковых сталях, которые сейчас производятся в больших количествах, с увеличением числа циклов нагрева и деформации происходит некоторая коалесценция и рост частиц карбидов, из-за чего ухудшаются механические свойства материала.

Мелкодисперсность структурных составляющих порошковых сталей, обеспечиваемая и при малых степенях деформации, позволяет их использовать для изготовления крупногабаритных тяжело нагружаемых деталей с высоким уровнем механических свойств, получение которых традиционным способом невозможно. Так, например, на ПАО «Днепрспецсталь» изготовлена опытная партия поковок диаметром 150-360 мм из стали 85Х5С3В2Ф2НМ-МП для прессов высокого давления. К такому материалу предъявляют особые требования по прочности: при растяжении предел прочности должен быть не менее 2700 Н/мм², при изгибе ($\sigma_{изг}$) - не менее 3500 Н/мм².

Для обеспечения заданного уровня свойств использовали как вакуумно-дуговой переплав (ВДП), так и метод порошковой металлургии. При этом поковки, полученные из стали ВДП, не имели требуемых механических свойств и структуры. Карбидная неоднородность в поковках диаметром 330 мм (уков 4,7) соответствовала баллу 7 по шкале ГОСТ 5950-73; с увеличением укова до 20 она уменьшилась до балла 5, в то время как в порошковой стали она отсутствовала и при коэффициенте укова 3,0. Разница в структуре металла, полученного вакуумно-дуговым переплавом и методом порошковой металлургии, нашла своё отражение и в уровне прочностных характеристик (рис. 4).

Сталь порошковая по сравнению с электросталью ВДП обладает большей изотропностью свойств, однако анизотропия свойств характерна и для порошковой стали (рис. 4). При этом порошковая сталь имеет более равномерные свойства по сечению крупных поковок, в отличие от сталей, полученных методом ВДП. Увеличение степени деформации (уменьшение площади поперечного сечения поковок) повышает уровень механических свойств стали ВДП и понижает свойства порошковой стали.

Уменьшение предела прочности при изгибе порошковой стали с увеличением укова с 3 до 15 связано с

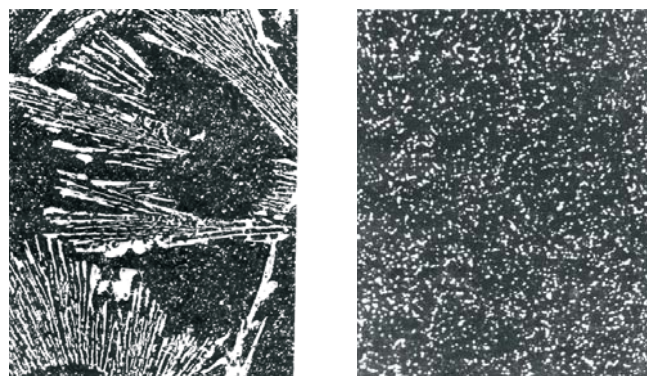


Рис. 3. Микроструктура быстрорежущей стали Р6М5Ф3 традиционного (а) и порошкового исполнения (б) (х 500)

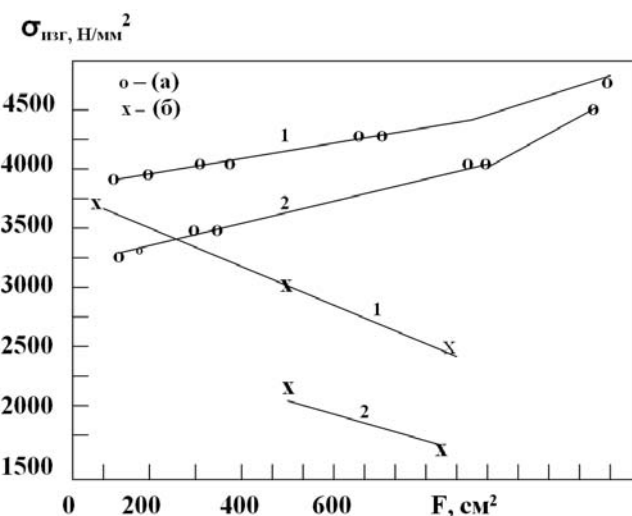


Рис. 4. Зависимость предела прочности при изгибе ($\sigma_{изг}$) сталей 85Х5С3В2Ф2НМ-МП (а) и 85Х5С3В2Ф2НМ-ВД (б) в продольном (1) и поперечном (2) направлениях от площади поперечного сечения поковок (F)

многократным нагревом и подогревом металла в процессе производства поковок. Поэтому для достижения высокого уровня механических характеристик порошковых сталей в профилях диаметром менее 180 мм необходимо применять прокатку прессовок на обжимном стане, что позволит избежать многократных тепловых воздействий на металл и, сохранив мелкодисперсность структуры, более полно использовать эффект порошковой металлургии. В настоящее время освоена прокатка прессовок всего марочного сортамента порошковых сталей ПАО «Днепроспецсталь».

Однако метод порошковой металлургии не обеспечивает низкий уровень содержания кислорода в металле, из-за чего он не используется при производстве стали 8Х4В9Ф2-Ш (ЭИ 347-Ш), для высоконагруженных теплостойких подшипников к авиационным двигателям. Поэтому для этой стали необходимо искать другие решения по уменьшению КН.

В условиях ПАО «Днепроспецсталь» проведено исследование многофакторного воздействия на качество прутков диаметром 45-105 мм стали 8Х4В9Ф2-Ш, деформационная схема производства которых включает ковку металла на прессах, радиально-ковочных машинах, молотах и прокатку на стане 550.

Число операций деформирования на названных агрегатах изменяется от 2 до 5 и в зависимости от размеров профиля образует совокупность из 126 возможных схем, из которых использовали в основном 14. Каждая из них обеспечивает получение целого ряда профилей. Агрегаты снабжены нагревательными устройствами разного типа, и температурные воздействия на металл также различаются. Фактическое содержание основных легирующих элементов в стали может отличаться на 10-20 % относительного среднего значения. Варьирование содержания химических элементов в пределах марочного состава приводит к колебаниям степени карбидной неоднородности в пределах 1-2 баллов. Степень карбидной неоднородности у прутков в пределах одной плавки колеблется тоже в пределах двух баллов.

На первом этапе исследования определяли значимость температурного и деформационного воздействия на КН структуры металла одного химического состава. В рамках одной из технологических схем деформирования изучали изменения структуры стали после каждой операции (см. рис. 2): после электро-шлакового переплава, гомогенизирующего ступенчатого нагрева,ковки на РКМ-1000 с уковом 2,76 и 5,1; нагрева иковки на РКМ-340 с уковом 2,2 (общий уков составил 11,1), а также после отжига. Карбидную неординарность оценивали по шкале ТУ 14-1-2244-77.

Результаты анализа показали целесообразность использования гомогенизирующего ступенчатого нагрева, при котором достигается более равномерное распределение карбидной фазы по сечению слитка и более тонкая карбидная сетка. С увеличением суммарной степени деформации карбидная неординарность уменьшается (см. рис. 2). При этом в центре поковки она больше, чем в периферийных слоях.

Вместе с тем, нагрев заготовок до 1160 °С перед ковкой на РКМ 340 практически не влияют на распределение карбидной фазы в объеме металла.

В соответствии с полученными результатами на втором этапе ограничили совокупность рассматриваемых факторов химическим составом стали, а также величиной суммарной вытяжки (укова) и вытяжек в пределах каждой технологической операции.

Выборку исходных данных сформировали по результатам анализа условий производства прутков диаметром от 45 до 105 мм из 229 плавков.

В результате обработки данных получили адекватные (для 5 % уровня значимости критерия Фишера) зависимости, отображающие изменения средней для плавки степени (балла) карбидной неоднородности Y_1 и величины разброса значений степени карбидной неоднородности в пределах одной плавки Y_2 при варьировании технологических факторов. Аналитическое представление показателя Y_1 характеризуется среднеквадратическим отклонением аппроксимированных результатов от экспериментальных значений, равным 0,33 и коэффициентом корреляции между ними 0,742; соответствующие показатели для Y_2 составили 0,167 и 0,62. Установили, что на уровень Y_1 в большей степени влияют деформационные факторы, а на уровень Y_2 – химический состав стали.

В результате анализа графиков, построенных по полученным зависимостям [6], обнаружили, что средняя величина карбидной неоднородности уменьшается с увеличением степени деформирующего воздействия на заготовку. Выявили также неравномерное изменение степени КН при варьировании химического состава: она практически не изменяется при содержании вольфрама, ванадия и углерода в пределах от минимального уровня до среднего, но резко возрастает при содержаниях больше среднего. Суммарное варьирование содержанием этих элементов при одинаковом деформационном воздействии может приводить к изменению КН на 1,5 балла. Интенсивное деформирующее воздействие может компенсировать влияние элементов химического состава, причём эффект достигается и при увеличении общего укова, и при перераспределении воздействия между деформирующими процессами. Наиболее предпочтительно сочетаниековки на РКМ с последующей прокаткой, когда при деформации наиболее интенсивно дробятся хрупкие эвтектические скопления, карбидная сетка, и достигается более равномерное распределение карбидов, особенно на $\frac{1}{2}$ радиуса круга, где по техническим условиям контролируется карбидная неоднородность.

Направленное варьирование деформационных факторов может в значительной степени устранить негативное влияние на карбидную неоднородность повышенного содержания легирующих элементов. Результа-

ты совместного воздействия на качество заготовок деформационных факторов и химического состава свидетельствуют о возможности эффективного управления уровнем карбидной неоднородности структуры в прутках как путём выбора операций деформирования, так и путём подбора профильного сортамента металлопродукции в зависимости от содержания карбидообразующих элементов.

Изменение степени КН в заготовках в пределах каждой плавки определяется содержанием не только указанных элементов, но и марганца, кремния, фосфора, молибдена. Увеличение содержания молибдена, вольфрама и кремния усиливает разброс значений КН для заготовок одной плавки, а увеличенное содержание углерода, фосфора и отчасти марганца действует в противоположном направлении.

Степень влияния одного элемента на изменение карбидной неоднородности металла одной плавки существенно зависит от содержания других элементов. Так, при минимальном содержании вольфрама изменение молибдена от 0,02 до 0,58 % не оказывает значительного влияния на стабильность уровня карбидной неоднородности, а при максимальном содержании вольфрама может вызывать разброс, оцениваемый двумя баллами. Максимальное содержание углерода в стали, равное 0,77-0,80 %, полностью исключает изменение показателя Y_2 , а его минимальное содержание (0,71-0,75 %), наоборот, предполагает существенное воздействие молибдена на показатель.

Изложенные результаты используют в ПАО «Днепропеталь» для совершенствования технологического процесса производства прутков из стали 8Х4В9Ф2-Ш с целью стабилизации потребительских свойств металла, определяемых карбидной неоднородностью. Практика показывает, что для выбора оптимальных многооперационных деформационных схем при обработке заготовок этой стали целесообразно использовать полученные результаты в математической модели, реализуемой на ПЭВМ и эксплуатируемой в режиме «советчика». В этих случаях при заданном химическом составе плавок удаётся достаточно быстро определить эффективную технологию обработки давлением заготовок каждой плавки.

Расчёт оптимальных деформационных параметров и химического состава проводится путём минимизации функционала Φ , выражающего величину относительного среднеквадратичного отклонения расчётных значений степени карбидной неоднородности Y_{pi} , вычисленных по полученным регрессионным уравнениям [6] от требуемых показателей Y_{ti}

$$\Phi = \sum_{i=1}^2 m_i \left(\frac{Y_{ti} - Y_{pi}}{Y_{ti}} \right)^2, \quad (1)$$

где m_i - весовой коэффициент, изменяющийся от 0 до 1 и отражающий важность i -той характеристики.

Минимизация функционала осуществляется методом деформированного многогранника [7], который не требует регулярности и непрерывности целевой функции и существования производных. Вторым преимуществом данного метода поиска оптимальных параметров по сравнению с методами оптимизации, основанными на вычислении первых и при необходимости вторых производных, является меньшее время на подготовку задачи к решению. При этом поиск по деформированному многограннику несколько более сложный по сравнению с прямым поиском, однако он легко осуществим на ПЭВМ, и это обстоятельство стало обоснованием его выбора для минимизации функционала (1).

Для расчёта технологических параметров методом поиска по деформируемому многограннику использовали известную программу [7], по которой производится поиск без ограничения пределов изменения переменных величин. Чтобы ограничить диапазон варьирования технологических параметров, перешли к новой системе переменных, образуемой с помощью следующего преобразования

$$Y_i = \operatorname{tg} \left[\pi \cdot \frac{X_i - \frac{(B+A)}{2}}{B-A} \right], \quad (2)$$

где Y_i – неограниченная переменная; X_i – ограниченная переменная; A и B – пределы варьирования переменной X_i , $A < X_i < B$.

После расчёта деформационных параметров обработки давлением заданной плавки, обеспечивающих необходимый уровень карбидной неоднородности, производят построение технологической схемы производства заказываемой продукции и расчёт себестоимости. Используя приведенный метод расчёта технологии, можно на стадии приёма заказа определять необходимые дополнительные затраты для достижения требуемого качества продукции.

На основании результатов проведённых исследований разработаны и опробованы схемы прокатки прутков диаметром 80-90 мм стали ЭИ347-Ш взаменковки на радиально-ковочной машине. Карбидная неоднородность проката на 0,5 балла ниже, чем поковок такого же диаметра. Улучшение качества прутков, полученных по новой технологии, подтвердил потребитель металла – Самарский завод авиационных подшипников.

Выводы

В условиях электрометаллургического завода проведены экспериментальные и статистические исследования формирования структуры и свойств ледебуритных сталей в многооперационных процессах горячей деформации. Исследовано влияние степени и способа деформации на изменение карбидной неоднородности

различных сталей ледебуритного класса. На основе полученных результатов разработана методика прогнозирования карбидной неоднородности проката и поковок стали 8Х4В9Ф2-Ш в зависимости от химического состава и схемы деформационного передела, включающего ковку на прессах, молотах, радиально-ковочных машинах и прокатку на стане 550. Методика позволяет для заданного химического состава плавки рассчитать технологическую схему, обеспечивающую требуемый уровень качества проката и поковок.

Библиографический список

1. Производство крупногабаритных поковок из высокохромистых ледебуритных сталей / А.Н. Тумко, С.С. Казаков, С.В. Ревякин, В.Г. Лесничий // Сталь. – 1996. - № 5. - С. 56-58.
2. Дзугутов М.Я. Пластическая деформация высоколегированных сталей и сплавов. – М.: Металлургия, 1977. – 479 с.
3. Найзабеков А.Б. Условия развития сдвиговых деформаций при ковке. – Алматы: Гылым, 1997. – 185 с.
4. Производство порошковых сталей на заводе «Днепрспецсталь» / Г.В. Кийко, С.В. Ревякин, А.Н. Тумко, А.С. Яценко // Сталь. – 1992. - № 5. - С. 86-89.
5. Развитие процессов прокатки иковки порошковых сталей в условиях ПАО «Днепрспецсталь» / А.И. Панченко, А.Н. Тумко, В.В. Мильчев и др. // Вісник Національного технічного університету «ХПІ» Тематический выпуск «Новые решения в современных технологиях». – Харьков 47'2011. - С. 56-62.
6. Улучшение качества деформируемых заготовок из стали 8Х4В9Ф2-Ш / А.Н. Тумко, В.В. Бринза, А.В. Коровин и др. // Сталь. – 1992. - № 5. - С. 70-74.
7. Химмельблау Д. Прикладное нелинейное программирование. – М.: Мир, 1975. - 536 с.



УДК 621.73.073

Краев М.В. /к.т.н./, Кравченко А.А.
ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского»**Чухлеб В.Л. /к.т.н./**
НМетАУ

Проектирование штампа для резки фасонного проката на пресс-ножницах

Приоритетным направлением развития производства сортового проката на стане 550 является увеличение доли швеллеров мерных длин с качественной поверхностью торцов

Ключевые слова: проектирование, штамп, резка, фасонный прокат, пресс-ножницы

Металлургический завод им. Петровского развивает производство сортового проката на стане 550. Приоритетным направлением является увеличение доли швеллеров в общем объеме производства, в том числе и швеллеров, прокатываемых по стандартам EN и поставляемых на европейский рынок. Одним из современных требований к прокату является поставка потребителю исключительно мерных длин профилей с качественной поверхностью торцов. Указанные требования заставляют применять механизированные способы поперечной резки профиля, как в процессе его прокатки, так и в процессе его доработки и отделки.

Постановка задачи

Основное количество штанг швеллеров вырезается после прокатки на пилах горячей резки. Часть штанг профиля поступает на доработку. Здесь штанги обрезаются вручную огнем способом. Данный вид обрезки швеллеров оставляет волнистую, неровную поверхность реза, кроме того, является низкопроизводительным с большим количеством ручных и транспортных операций. Стан 550 проектировался для производства профилей автободов, а участок отделки оборудован специальной линией резки профиля в холодном состоянии на пресс-ножницах. Технические характеристики линии резки автободов позволяют применить ее для обрезки швеллеров.

Изложение основных материалов исследования

Линия обрезки профиля в холодном состоянии имеет типичный для сортового стана или участка разделки заготовки состав и компоновку оборудования. Основными ее элементами являются транспортирующие рольганги и пресс-ножницы с упором. Схема узла резки профилей приведена на рис. 1 [1].

Положение переднего упора 1 определяет длину отрезаемой части профиля 2, подвижный нож 3 связан с ползуном 4 пресс-ножниц. Прижим 5 ограничивает поворот и изгиб профиля в момент реза. Его положение регулируется с помощью маховика 6.

Для резки швеллеров главной технической задачей является проектирование формы и размеров ножей штампа пресс-ножниц. Автобода имеют сравнительно простую форму поперечного сечения, близкую к плоской. Простые профили отрезаются односторонней резкой без образования отхода. При этом нижний нож

остается неподвижным, а верхний нож с углублением прямоугольной формы движется в вертикальном направлении.

Поперечное сечение швеллеров по своей конфигурации относится к профилям сложной формы. Такие профили отрезаются двусторонней резкой с образованием отхода [2]. Ширина отрезаемой перемычки составляет 1,5-2,0 толщины материала. В качестве эксперимента опробован штамп с режущими кромками по конфигурации, описывающий контур швеллера (рис. 2). Ножи штампа предназначались для резки швеллера № 10.

При резке швеллера данными ножами сохранилась общая схема работы штампа. Нижний нож оставался неподвижным, а верхний опускался вертикально на ползуне пресс-ножниц. В результате опробования установлена полная непригодность ножей для качественной обрезки швеллера. Основным недостатком описанных ножей проявляется в несоблюдении основного принципа резки, заключающегося в том, что разрезаемый профиль должен отрезаться по всему контуру поперечного сечения одновременно. Как показано на рис. 3, при опускании верхнего ножа зона реза начинается отдельно со стенки швеллера, а потом после полного прорезывания стенки переходит к полкам. В ходе опускания верхнего ножа происходит прорезывание стенки швеллера 1, а затем на полках происходит скол 2, сопровождающийся грубым смятием и разрывами металла.

Резка швеллера выполняется поэлементно: отдельно стенка и отдельно полки. В конечной стадии резки средняя и нижняя часть полок отрывается с образованием крупных рванин и развороченного торца профиля.

Для одновременного прорезывания всего профиля швеллера следует расположить профиль швеллера в ножах пресс-ножниц под углом 45° (рис. 4).

Верхний и нижний нож имеет одинаковые прорезы по форме сечения швеллера. Когда прорезы совмещаются, швеллер задается в штамп. При движении верхнего ножа одновременно режутся стенка и полки швеллера по всему их периметру. Но данный способ резки затрудняет подачу швеллера в штамп, требует реконструкции всей линии резки, а значит в данной ситуации является нетехнологичным.

Для резки швеллеров в штампе возникла необходимость разработки кардинально новой формы ножей, позволяющих без изменения положения швеллера на рольганге ножниц произвести качественную резку профиля. Одним из известных способов предотвращения смятия и скола при резке профилей является применение ножей со скошенными режущими кромками. Данные ножи обладают основным преимуществом: локализация очага деформации с постепенным перемещением фронта реза вдоль сечения профиля. По ходу реза напряжения концентрируются только в отдельно взятой зоне профиля без существенного влияния на все его сечение, что и предотвращает масштабный скол металла. Примерами таких ножей служит схема резки труб (рис 5а) или схема штампа для разрезки детали типа прямоугольного колпачка (рис 5б)

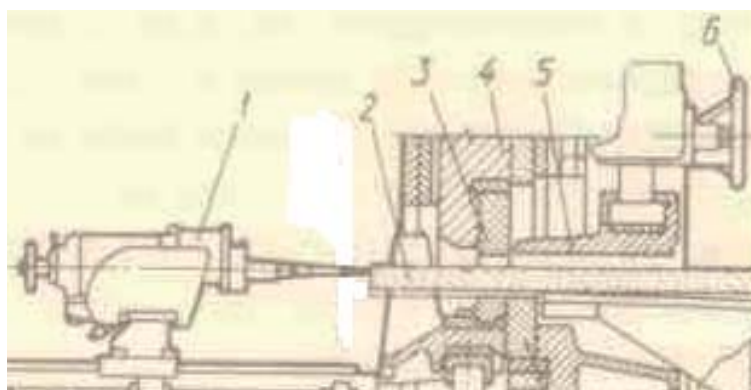


Рис. 1. Конструкция рабочей части пресс-ножниц

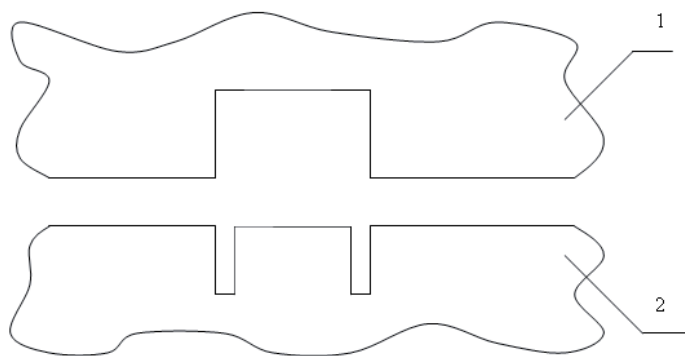


Рис. 2. Эскиз экспериментальных ножей для резки швеллера № 10

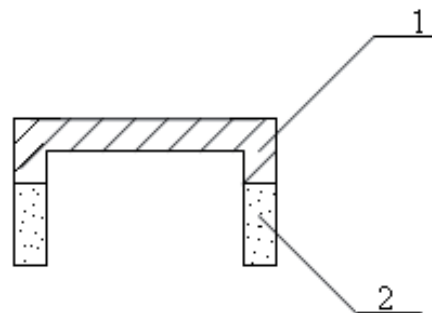


Рис. 3. Зоны реза и скола металла при резке швеллеров экспериментальными ножами

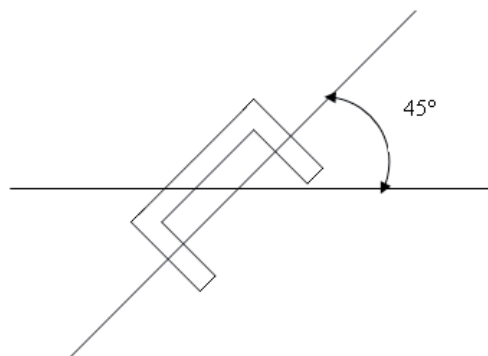


Рис. 4. Схема резки швеллеров с наклоном профиля под углом 45°

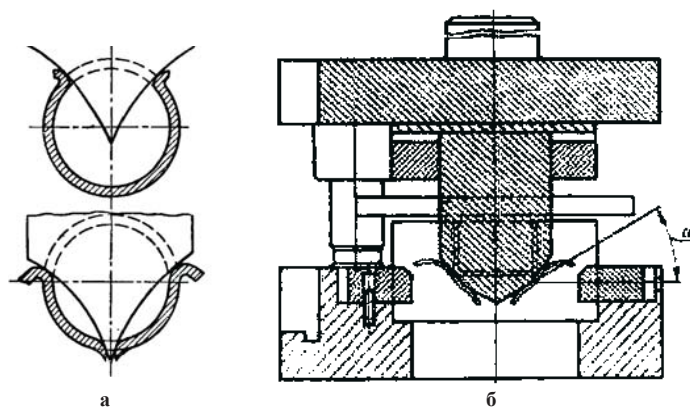


Рис. 5. Примеры использования ножей с наклонными режущими кромками для резки профилей

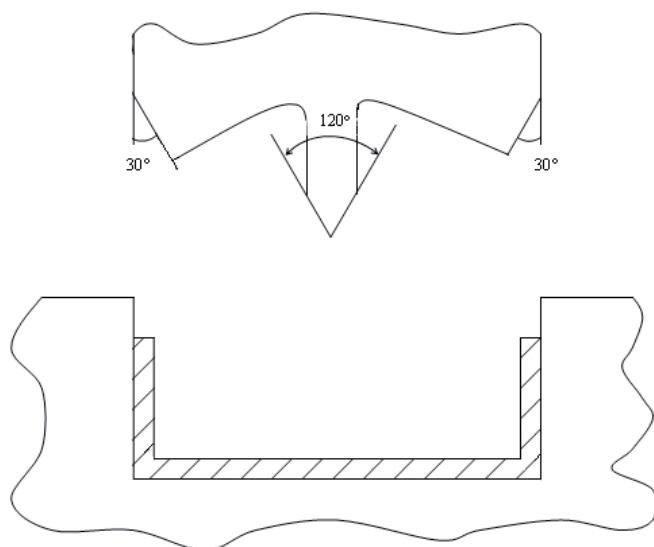


Рис. 6. Схема рабочего узла штампа для резки швеллеров

положением швеллера в горизонтальном положении стенкой вниз требует применение ножей со скошенными режущими кромками. Использование ножей, повторяющих контуры профиля, приводит к неравномерной резке элементов швеллера с образованием на полках обширной зоны скола, что приводит к смятию и разрывам металла.

2. Возможной конструкцией штампа является применение ножа-пуансона копьевидной формы, что подтверждается опытом резки профилей и труб. Представленная конструкция штампа позволяет сохранить технологический цикл резки проката, повысить производительность его доработки и качество выпускаемой продукции.

Библиографический список

1. Семендий В.И., Акаро И.Л., Волосов Н.Н. Прогрессивные технология, оборудование и автоматизация кузнечно-штамповочного производства КамАЗа. – М.: Машиностроение, 1989. – 304 с.
2. Романовский В.П. Справочник по холодной штамповке. – Л.: Машиностроение, 1979. – 520 с.
3. Ковка и штамповка: Справочник: В 4 т. Т.4 Листовая штамповка / Под ред. А.Д. Матвеева. – М.: Машиностроение, 1985–1987. – 544 с.

[2, 3].

В приведенных штампах пуансон копьевидной формы, опускаясь, разрезает профиль и отрезает отход, загибая его наружу. Геометрия ножа-пуансона должна быть такой, чтобы процесс резки осуществлялся с возможностью свободного отделения отхода в виде стружки. Рекомендуемый [3] угол α между касательной, проходящей через точку касания режущей кромки пуансона со штампуемым материалом, должен быть не менее 30° .

На основании изложенных принципов разработан штамп для резки швеллеров с использованием ножа-пуансона копьевидной формы. Резка швеллера (рис. 6) производится при опускании ножа пуансона на швеллер, зафиксированный в штампе двумя нижними ножами-матрицами.

В период хода пресса острие пуансона прорезает центральную часть стенки швеллера, а боковые части ножа начинают прорезать его полки. Затем зоны реза симметрично перемешаются по стенке и полкам навстречу друг другу. Радиусы закругления на боковых поверхностях пуансона позволяют закручивать отрезаемый отход, что способствует проталкиванию отхода вниз через штамп.

Конфигурация формы ножей штампа позволяет перетачивать их в процессе износа режущих кромок.

Резка швеллеров в штампе ускорит доработку проката, позволит выпускать швеллеры с ровными торцами, а значит улучшит качество выпускаемой продукции предприятия.

Выводы

1. Резка швеллеров на пресс-ножницах с распо-



УДК 669.187.087

Панченко А.И., Касьян С.А., Лоза В.В., /к.т.н./, Торопова Ж.А., Яковицкий А.В.

ПАО «Электрометаллургический завод «Днепрспецсталь» им. А.Н. Кузьмина»

Использование скрапа в качестве альтернативного шихтового материала при выплавке сортовой электростали

Рассмотрено качество скрапа, образующегося на предприятиях с различными способами выплавки стали. На базе фактических данных, полученных при проведении плавки с использованием скрапа, разработана аналитическая методика определения его засоренности. Установлены рациональные удельные объемы вовлечения скрапа в качестве составляющей шихты при выплавке сортовой стали. Табл. 5. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: скрап, химический состав, засоренность, методика определения засоренности, доля скрапа в шихте

We consider the quality of the scrap generated in enterprises with different ways of steelmaking. On the basis of evidence obtained during the heats with scrap developed an analytical method for determination of its debris. Rational set specific volumes of scrap involvement as part of the charge in the smelting of steel billet.

На предприятиях ГМК Украины ежегодно образуется более 100 млн. т отходов, из которых более 30 млн. т относится на металлургическое производство [1]. Основную часть отходов электросталеплавильного производства составляют шлаки, включающие металлическую фазу – скрап. Образование скрапа при выплавке стали является нежелательным, но вынужденным процессом. Часть скрапа образуется при выплавке и разливе стали в аварийных и других нештатных ситуациях, приводящих к потерям металла. Такой периодически образующийся скрап, как правило, имеет известный химический состав и оперативно используется в качестве шихтовой добавки. Вторая часть скрапа не утилизированных шлаковых отходов до недавнего времени отправлялась для складирования на шлаковые отвалы. Накопленные в течение длительного времени шлаковые отвалы превратились в материальный источник, представляющий значительный коммерческий и технический интерес.

Переработку залежалых шлаков в массовом порядке металлургические предприятия начали в конце прошлого столетия после изменения форм собственности и их перехода на путь самостоятельного хозяйствования [2]. Снижение доли отходов металлургического производства, дефицитность шихтовых материалов и потребность в уменьшении их стоимости явились стимулирующим фактором при совершенствовании структуры шихтовок, направленном на снижение себестоимости выпускаемой металлопродукции без ухудшения ее качества [3].

Исходным положением при составлении шихтовок является обеспечение химического состава заданной марки стали. Наличие легирующих элементов в скрапе благоприятно сказывается на экономических показателях сталеплавильного производства. Использование такого скрапа ведет к снижению потребности в дорогостоящих ферросплавах и удешевлению производства. Вместе с тем немаловажное значение при рассмотрении химического состава шихтовых материалов имеет содержание остаточных элементов, прежде всего, меди и никеля, а в отдельных случаях и хрома. До начала 1990-х гг. наблюдался неуклонный рост содержания этих элементов во всех шихтовых материалах, используемых в электросталеплавильном производстве, вплоть до их предельных значений, что в значительной мере затрудняло их использование. Особенно затруднительным стало использование материалов с насыщенным содержанием остаточных элементов при выплавке многих марок сталей по стандартам Западных стран, по которым содержание таких элементов регламентировано в 1,5-2 раза ниже требований ГОСТов.

В ПАО «Днепрспецсталь» разработка шлаковых отвалов с целью извлечения и использования скрапа началась в 1996 г. На начальном этапе без значительных капитальных затрат извлекались крупногабаритные скрапины, позволяющие достаточно точно определять их химический состав, что существенно упрощало их использование в 60-т электродуговых печах и значительно снижало себестоимость металла.

В дальнейшем шлаковые отвалы, истощенные первичной выборкой крупногабаритного скрапа, потребовали более серьезных капитальных вложений и более глубокой переработки. Для этих целей была введена в эксплуатацию установка по переработке шлака, поставленная компанией AMCOM LLC США. На высокопроизводительных установках подобного типа, успешно работающих на других металлургических предприятиях [4], производится разделение скрапа от шлака, рассортировка его по магнитности и по фракциям.

Разделение скрапа по магнитности характерно для производств, выпускающих широкий марочный сортмент легированных сталей. Немагнитный скрап образуется при производстве коррозионностойких сталей и жаропрочных сплавов. При производстве конструкционных, инструментальных и подшипниковых сталей образуется магнитный скрап. Мобильный скрап вовлекается в сталеплавильное производство. Часть неприемле-

Таблица 1. Поплавочный химический состав магнитного скрапа после расплавления в электродуговых печах разной вместимости

Условный номер плавки	Общая масса скрапа, т	Годный металл ¹⁾ , т	Засор., %	Массовая доля элементов, %					
				Cr	Ni	Mo	W	Cu	P
1	21,550	20,714	14,29	2,10	0,48	0,10	0,09	0,13	0,051
2	23,500	19,420	15,43	0,84	1,02	0,18	0,10	0,17	0,030
3	5,300	4,800	14,52	1,02	0,88	0,20	0,22	0,13	0,024
4	5,100	4,600	14,53	0,67	1,07	0,17	0,15	0,16	0,030
5	4,500	3,900	16,31	0,50	1,00	0,20	0,21	0,13	0,027
6	6,300	5,900	11,93	1,39	1,16	0,14	0,23	0,12	0,038

¹⁾ – в годный металл включены стружка и ферросплавы**Таблица 2. Усредненный химический состав помесечной выплавки серийных плавов шихтовых болванок при использовании магнитного скрапа**

Условный номер периода выплавки	Общая масса скрапа, т	Годный металл ¹⁾ , т	Засор., %	Массовая доля элементов, %					
				Cr	Ni	Mo	W	Cu	P
1	2062,400	1675,055	21,92	1,67	0,99	0,21	0,24	0,18	0,036
2	2112,100	1829,570	31,92	1,11	0,70	0,14	0,16	0,16	0,047
3	2152,900	2172,180	39,92	1,16	0,64	0,13	0,13	0,17	0,043
4	2116,100	1931,440	43,03	0,93	0,64	0,12	0,11	0,16	0,039
5	1905,000	1449,840	36,41	1,31	0,74	0,15	0,14	0,16	0,037
6	906,220	727,830	20,48	1,55	0,69	0,16	0,16	0,16	0,040

¹⁾ – в годный металл включены стружка и ферросплавы**Таблица 3. Усредненный химический состав помесечной выплавки серийных плавов шихтовых болванок при использовании немагнитного скрапа**

Условный номер периода выплавки	Общая масса скрапа, т	Годный металл ¹⁾ , т	Засор., %	Массовая доля элементов, %					
				Cr	Ni	Mo	W	Cu	P
1	133,460	111,000	19,07	17,03	10,30	0,37	0,18	0,37	0,035
2	184,955	146,800	27,79	16,23	10,35	0,39	0,15	0,33	0,035
3	197,860	208,744	30,88	13,66	10,61	0,47	0,20	0,32	0,033
4	218,800	210,000	25,99	14,10	10,38	0,46	0,19	0,31	0,033
5	213,600	215,961	25,54	12,94	10,15	0,41	0,14	0,31	0,038
6	251,600	200,200	29,19	14,13	10,85	0,48	0,20	0,36	0,036

¹⁾ – в годный металл включены стружка и ферросплавы

мого для электросталеплавильного производства мелкофракционного скрапа и шлака реализуется другим потребителям. Поэтому, наряду с экономическими и техническими вопросами переработки шлаковых отвалов решает немаловажную задачу по уменьшению экологической нагрузки на природную среду.

С целью снижения затрат и упрощения процесса шлакопереработки в настоящее время извлечение скрапа из шлака текущего производства проводится на территории ПАО «Днепропеталь» на механизированной установке, аналогичной по принципу действия конструкции АМСОМ.

Специфика формирования скрапа в ПАО «Днепропеталь» потребовала предварительного тщательного анализа и изучения его свойств. По результатам перепада шихты, состоящей на 95 % из скрапа определенного вида, получили данные по его химическому составу (табл. 1, 2, 3).

Специфика химического состава реального сортамента выплавляемых конструкционных и инструментальных сталей и значительная нестабильность химического состава магнитного скрапа предопределили количественное ограничение его использования на плавку. Немагнитный скрап имеет более стабильный химический состав, особенно по массовой доле никеля, и при выплавке коррозионностойких сталей такое ограничение по его применению было в меньшей степени.

Одним из важнейших свойств любого рода скрапа является его засоренность (зашлакованность). Причем важным является не само наличие шлака в составе скрапа, а его количество. От неопределенности количества шлака непрогнозируемой становится масса жидкого продукта после расплавления скрапа, что в значительной мере затрудняет дальнейшее ведение плавки с получением марочной легированной стали. Зашлакованность скрапа затрудняет зажигание электрической дуги и дальнейшее ведение плавки в электродуговой печи, усложняет проведение материального баланса плавки и взаиморасчет с поставщиком скрапа.

В настоящее время отсутствует какая-либо методика для определения засоренности скрапа промышленными поставками. Визуальное ее определение является не надежным и не точным. Использование методики, приведенной в ДСТУ 4121-2002 для определения засоренности кускового металлолома путем его взвешивания до и после очистки от неметаллических включений при помощи галтовочного барабана или путем трехкратного сбрасывания металлолома с высоты 2-х метров на бетонную площадку, является неприемлемым из-за высокой

Таблица 4. Засоренность скрапа разных поставщиков

Условный индекс поставщика	Количество переплавленного скрапа, т	Засоренность скрапа, %	
		Установленная визуально	Фактическая
А	53,350	<u>13.50-15.00</u> 14,60	<u>32.70-62.94</u> 42,45
Б	30,350	<u>40.00</u> 40,00	<u>29.78</u> 29,78
В	43,921	<u>34.00-40.00</u> 36,69	<u>19.27-35.85</u> 28,40
Г	23,500	<u>15.50</u> 15,50	<u>6.24</u> 6,24

прочности сцепления шлака с металлом.

Наиболее достоверным методом определения засоренности скрапа является его переплав с получением шихтовой болванки. На практике в подавляющем большинстве случаев скрап используется в качестве составляющей шихты, в состав которой входят также другие материалы, что в значительной степени усложняет определение его засоренности.

Для получения достоверных данных по засоренности скрапа на основании результатов анализа серийных плавов конструкционных и инструментальных сталей, полученных с использованием скрапа в шихте вместе с другими составляющими, разработана аналитическая методика ее определения. Абсолютную и относительную засоренность определяется из разницы между общей массой скрапа перед плавкой и массой металла, получаемого из скрапа.

$$Z_{\text{абс.}} = M_o - M_{\text{мет.}}, \text{ т} \quad (1)$$

$$Z_{\text{отн.}} = [(M_o - M_{\text{мет.}}) / M_o] \cdot 100, \%, \quad (2)$$

где $Z_{\text{абс.}}$ – абсолютная засоренность, т; $Z_{\text{отн.}}$ – относительная засоренность, %; M_o – общая масса засоренного скрапа, т; $M_{\text{мет.}}$ – масса металлической части засоренного скрапа, т.

Количество металлической части скрапа определяется по формуле

$$M_{\text{мет.}} = (M_{\text{ж.м.о.}} - M_{\text{ж.м.б.}}) \cdot K_{\text{уг. пр.}} \quad (3)$$

где $M_{\text{ж.м.о.}}$ – масса всего жидкого металла на плавке, т; $M_{\text{ж.м.б.}}$ – масса жидкого металла, полученного на плавке из всей шихты и ферросплавов, за вычетом массы жидкого металла скрапа, т; $K_{\text{уг. пр.}}$ – приведенный коэффициент угара, получаемый с учетом удельного планового угара, установленного для определенного марочного сортамента.

$K_{\text{уг. пр.}}$ определяется по формуле

$$K_{\text{уг. пр.}} = 1 + Y_{\text{пл.}} \cdot M_{\text{годн.}} / M_{\text{ж.м.о.}}, \quad (4)$$

где $Y_{\text{пл.}}$ – удельный плановый угар, т/т; $M_{\text{годн.}}$ – вес годного металла, т.

Масса жидкого металла, полученного из общей шихты и ферросплавов без учета металлической части скрапа, определяется с учетом приведенного коэффициента угара

$$M_{\text{ж.м.б.}} = M_{\text{ш.б.}} / K_{\text{уг. пр.}}, \quad (5)$$

где $M_{\text{ш.б.}}$ – общая масса шихты и ферросплавов за вычетом массы скрапа.

С учетом рассмотренных соотношений общая засоренность скрапа на плавке определяется по формулам

$$Z_{\text{абс.}} = M_o - (M_{\text{ж.м.о.}} - M_{\text{ж.м.б.}}) \cdot K_{\text{уг. пр.}} = M_o - (M_{\text{ж.м.о.}} - M_{\text{ш.б.}} / K_{\text{уг. пр.}}) \cdot K_{\text{уг. пр.}} = M_o - (K_{\text{уг. пр.}} \cdot M_{\text{ж.м.о.}} - M_{\text{ш.б.}}), \text{ т} \quad (6)$$

$$Z_{\text{отн.}} = \{[M_o - (K_{\text{уг. пр.}} \cdot M_{\text{ж.м.о.}} - M_{\text{ш.б.}})] / M_o\} \cdot 100, \% \quad (7)$$

Для использования приведенных зависимостей при расчете засоренности скрапа, включенного в состав шихты, необходимо использовать следующие данные по плавке: M_o – общая масса скрапа, введенного в состав шихты, т; $M_{\text{ш.б.}}$ – общая масса шихты и ферросплавов без скрапа, т; $M_{\text{ж.м.о.}}$ – общая масса жидкого металла на плавке (масса слитков + масса недоливов + образующийся на плавке скрап), т; $M_{\text{годн.}}$ – масса годного металла (всех слитков), т; $Y_{\text{пл.}}$ – удельный плановый угар на плавке для определенной группы марок стали, т/т.

Разработанная методика определения засоренности скрапа позволяет с достаточно высокой точностью, измеримой с погрешностью взвешивающих средств, устанавливать засоренность любого вида скрапа.

Многолетняя практика использования скрапа показала, что его засоренность изменяется в широких пределах и зависит от многих факторов: фракционного состава, метода переработки шлаков, технических параметров установок по переработке шлака и др. Величина засоренности, в частности, в значительной степени зависит от поставщика скрапа, что подтверждается следующими данными (табл. 4).

Фактическая засоренность скрапа, используемого в ПАО «Днепропеталь», находилась в пределах от 6 до 63 %. Расхождение данных по засоренности, установленной по первоначальной визуальной оценке и в последствии рассчитанной на основании данных по конкретным плавкам, является довольно существенным и изменялось в пределах от 2 до 49 % (абс.). Причем, фактическая засоренность была как меньше, так и больше предварительно установленной. Эти данные подтверждают крайнюю нежелательность и недостоверность

Таблица 5. Химический состав металла после расплавления шихты с углеродистым скрапом

Условный номер плавки	Массовая доля элементов, %					
	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu
1	0,10	0,017	0,120	0,11	0,12	0,21
2	0,11	0,021	0,107	0,10	0,11	0,16
3	0,11	0,015	0,085	0,12	0,10	0,15
4	0,07	0,009	0,056	0,09	0,09	0,14
5	0,10	0,021	0,085	0,14	0,10	0,14
6	0,09	0,020	0,055	0,13	0,11	0,16

установления засоренности скрапа визуальным методом.

При высокой засоренности скрапа существенно затрудняется процесс ведения плавов в электродуговых печах, в несколько раз увеличивается количество образующегося шлака, уменьшается производительность и снижаются технико-экономические показатели выплавки стали. Длительность плавки и расход электроэнергии в прямой зависимости увеличиваются от величины засоренности.

С учетом высокой засоренности применение скрапа, особенно при выплавке легированных сталей, должно быть ограничено. На практике такое ограничение для магнитного скрапа установлено на уровне 10 % от общей массы шихты, заваливаемой в печь. При таком ограничении увеличение доли шлака, образующегося в процессе расплавления шихты, незначительно сказывается на всех показателях выплавки и при прогнозируемом уровне засоренности не усложняет расчет расхода ферросплавов для легирования стали.

При выплавке коррозионностойких сталей с использованием немагнитного скрапа с относительно стабильным химическим составом доля скрапа в составе шихты может достигать 90 %, т.к. удельные затраты на передел таких сталей в структуре себестоимости намного меньше, чем для конструкционных сталей.

Вместе с негативной характеристикой по значительной засоренности скрапа отдельных поставщиков, полученного, как правило, из шлаков конвертерного или мартеновского производств, следует отметить положительное влияние поставленного ими углеродистого скрапа на снижение массовых долей таких остаточных элементов, как никель, медь, а также и хром, который в отдельных случаях ограничивается в зарубежном марочном сортаменте до не более 0,10 %. В табл. 5 представлены данные по массовой доле таких элементов при реальной выплавке сортового металла с использованием углеродистой шихты и углеродистого скрапа.

Массовая доля никеля, меди и хрома в металле, выплавленном с применением углеродистого скрапа, в 1,5-3,0 раза ниже требований ГОСТов и ДСТУ, что способствует очищению от этих примесей металлоотходов электросталеплавильного производства и позволяет надежно выплавлять сталь многих марок, соответствующих требованиям западноевропейских и американских стандартов.

Выводы

Специфические условия электросталеплавильного производства требуют детального изучения свойств скрапа, вовлекаемого в качестве шихты для выплавки стали. Наличие надежной методики определения засоренности долевой части скрапа, рациональное ограничение количества его использования делает прогнозируемым проведение последующих плавов сортового металла, в значительной мере снижая степень риска получения несоответствующей продукции. Наряду с экономическими интересами утилизация скрапа решает экологические вопросы по уменьшению отходов металлургического производства.

Библиографический список

1. Велецкий Р.К., Каненко Г.М. Перспективы работ по использованию отходов производства // Сталь. - 1999. - № 12. - С. 75-77.
2. Ларионов В.С., Еланский Г.Н., Галкин М.П. и др. Переработка шлакового отвала завода «Электросталь» // Сталь. - 2001. - № 11. - С. 88-91.
3. Ларионов В.С., Еланский Г.Н., Степанов А.В. и др. Использование скрапа и металлоконцентрата, извлеченных из шлакоотвала, при выплавке сплава ЭП 437 // Сталь. - 2001. - № 11. - С. 27-29.
4. Гладских В.И., Бочкарев А.В., Сукинова Н.В. и др. Совершенствование технологии переработки шлаков на установках ОАО ММК // Сталь. - 2011. - № 6. - С. 81-83.



УДК 669.168:669.184

Мельник С.Г. /д.т.н./

ФТИМС НАНУ

Троцан А.И. /д.т.н./, Белов Б.Ф. /к.т.н./

Институт материаловедения НАНУ

Онищенко А.А.

ПАО «Донецкий завод ферросплавов»

Раскисление конвертерной стали ферроалюминием

Применение ферроалюминия по различным вариантам раскисления в сталеразливочном ковше. Подтвержден положительный эффект полной или частичной замены алюминия вторичного, применяемого по стандартной технологии раскисления стали, ферроалюминием. При разливке стали на МНЛЗ в условиях работы цеха с конвертерами большой емкости технология раскисления стали с использованием ферроалюминия ФА 30 обеспечивает сквозное усвоение алюминия 17–19,9 % при применении ферроалюминия в сравнении с 11,8 – 13,1 % по обычной технологии с раскислением вторичным алюминием АВ 87. Экономический эффект замены вторичного алюминия на ферроалюминий составил 5,78 – 7,07 грн./т стали. Табл. 2. Библиогр.: 6 назв.

Ключевые слова: конвертерная сталь, раскисление, алюминий, ферроалюминий, установка ковш-печь, эффективность

The results of smelting of converter steel with the use of ferroaluminum applying different variants of disoxidation in a steel-pouring ladle are considered in the paper. A positive effect of complete or partial substitution of a secondary aluminum, applied according to a standard steel disoxidation technology, by ferroaluminum is confirmed. By steel pouring at МНЛЗ in the conditions of working workshop with the converters of large capacity the technology of steel disoxidation with the use of ferroaluminum ФА 30 provides the through assimilation of aluminum 17-19,9 %, by application of ferroaluminum in comparison from 11,8 - 13,1 % under the ordinary technology with secondary disoxidation of aluminum of АВ 87. The economic effect of substitution of the secondary aluminum by ferroaluminum is 5,78 - 7,07 hriv./t of steel.

Металл конвертерной плавки, полученный продувкой металлошихты технически чистым кислородом с передувом, отличается повышенным содержанием сверхравновесного относительно реакции обезуглероживания кислорода. Поэтому технологическая операция раскисления стали в сталеразливочном ковше алюминием сопровождается значительным «угаром» алюминия. Достижимый при этом коэффициент усвоения алюминия составляет 11-18 %. Такое низкое усвоение алюминия связано с высоким сродством алюминия к кислороду, характеризуемым большими абсолютными значениями изобарно - изотермического термодинамического потенциала $|\Delta G|$. При производстве стали безвозвратно теряется в среднем около 85 % по массе алюминия, что существенно увеличивает производственные потери при выплавке стали, снижая эффективность получения металлопродукции.

Внедрение при раскислении технологических приемов, направленных на снижение потерь алюминия без снижения качества стали, таких как вакуумирование, введение алюминия в сталь в виде катанки при помощи трайбаппаратов, раскисление алюминием, вводимым в сталь в виде монолитов, кусков малой фракции, гранул и др., не решает проблемы в целом. Поэтому задача разработки и применения эффективных способов раскисления стали остается актуальной.

В последнее время при производстве стали все более широкое применение находит технология раскисления стали ферроалюминием, применяемая с целью снижения расхода алюминия. Многочисленные исследования и опыт применения ферроалюминия при производстве стали, в том числе выплавляемой в большегрузных 160-370-т конвертерах, подтверждают эффективность раскисления стали с использованием ферроалюминия вместо алюминия [1-5]. Лучшее усвоение алюминия из ферроалюминия по сравнению с вторичным алюминием при раскислении стали связано с его физико-химическими свойствами: плотностью и температурой плавления. Ферроалюминий можно отнести к сплавам оптимальной плотности, а такие сплавы наиболее полно вовлекаются в гидродинамическое движение образующимися при перемешивании потоками стали в сталеразливочном ковше, в результате чего успевают наиболее полно расплавиться и усвоиться металлическим расплавом [6]. При раскислении стали куски ферроалюминия плотностью 5500–6300 кг/м³ всплывают в металлическом расплаве, имеющем плотность 7000 кг/м³, до границы со шлаковой фазой (плотность шлака 2900 кг/м³) и продолжают растворяться, находясь в металле на границе металл/шлак, тогда как алюминий плотностью 2700 кг/м³, всплывая из металла вдвое быстрее, чем ферроалюминий, проходит эту границу и продолжает свое движение в шлаке до выхода на его поверхность и прямого контакта с газовой фазой, где и происходит окисление остатков всплывшего алюминия (табл. 1).

В конвертерном цехе металлургического комбината «Азовсталь» в течение примерно 5 лет успешно применялась разработанная технология ковшевой обработки металла, включающая частичную замену алюминия АВ 87 на ферроалюминий ФА 30. Ферроалюминий в кусках в виде усеченной пирамиды размером (50×50)·(30×30) и высотой 50 мм присаживали в сталеразливочный ковш по системе подачи сыпучих мате-

риалов во время выпуска стали в количестве, эквивалентном заменяемому количеству алюминия с учетом меньшего коэффициента усвоения. Дополнительную корректировку, при необходимости, производили присадкой алюминиевой катанки при дальнейшей внепечной обработке стали на одной из трех установок доводки металла. Технология обеспечивала экономию алюминия, способствовала снижению цены алюминия при организации тендерных его закупок, механизацию ручного труда при раскислении стали, улучшала качество стали. После пуска установок ковш-печь (УКП)

Таблица 1. Физико-химические свойства расплавов и раскислителей

№ п/п	Наименование	Плотность, кг/м³		Температура плавления, °С
		аддитивная	истинная	
1	Алюминий *)	2697	2697	660
2	Ферроалюминий ФА30*)	6264	5520	1340
3	Металлический расплав (сталь)	-	7000	1520-1610
4	Шлаковый расплав	-	2900	1570-1660

*) - данные авторов [6]

Таблица 2. Химический анализ ферроалюминия ФА 30 и алюминия АВ 87

Материал, контроль, № партии	Массовая доля элементов, %						
	Al	Si	Zn	Pb	Sn	Cu	Mg
ФА 30, входной контроль, 1	30,3	1,4	0,12	0,01	<0,01	0,66	0,05
ФА 30, входной контроль, 2	29,0	1,3	0,13	<0,1	0,01	0,32	0,03
ФА 30, входной контроль, 3	29,2	1,1	0,14	<0,1	0,01	0,34	0,04
ФА 30, сертификат	29,1	0,86	0,15	0,06	0,15	0,37	-
АВ 87, ГОСТ 295 - 98	Н.м. 87,0	Н.б. 5,0	Н.б. 3,3	Н.б. 0,3	Н.б. 0,2	Н.б. 3,8	Н.б. 3,0

были опробованы различные варианты раскисления конвертерной стали марок 09Г2С, С45, 10ХСНД, S355J2, А322 и др, выплавляемых в большегрузных 350-т конвертерах с использованием ферроалюминия ФА 30 производства ПАО «Донецкий завод ферросплавов» с последующей корректировкой содержания алюминия на УКП вводом алюминиевой катанки или присадками гранулированного алюминия. Наиболее приемлемыми оказались следующие варианты технологии раскисления стали: с полной заменой вторичного алюминия АВ 87 на ферроалюминий ФА 30 – сквозное усвоение алюминия составило 19,9 %, и вариант с применением для раскисления алюминиевых слитков (монолитов) и заменой чушкового алюминия на ферроалюминий – 17 %. На сравнительных плавках по обычной технологии усвоение составило 11,8 и 13,1 %.

Применение ферроалюминия вместо вторичного алюминия позволяет улучшить качество стали в результате снижения содержания нежелательных примесей в стали. Это следует из табл. 2, в которой приведены результаты контрольных химических анализов проб от партий поступившего ферроалюминия, выполненных у потребителя.

Так, концентрации нежелательных примесей в ферроалюминии ФА30 значительно ниже предельно допустимых значений примесей по ГОСТ 295-98 в алюминии АВ 87: по кремнию примерно в 3 раза, по цинку почти в 30 раз, по свинцу – более, чем в 3 раза, по олову – в 20 раз, по магнию – почти в 100 раз.

По данным опытных плавов экономический эффект составил, в зависимости от технологического варианта раскисления, от 5,78 до 7,07 грн./т стали.

Выводы

На основании теоретических и экспериментальных данных подтверждено, что раскисление конвертерной стали ферроалюминием в ковше технологически и экономически целесообразно. Применение ферроалюминия для раскисления конвертерной стали повышает усвоение алюминия, способствует значительному снижению нежелательных примесей в стали, вносимых при раскислении, и приносит экономический эффект за счет снижения затрат около 5–7 грн./т стали.

Библиографический список

1. Ладьянов И.Н. Раскисление спокойной стали в ковше ферроалюминием // Сталь. - 1958. - № 3. – С. 218–223.
2. Шешуков О.Ю., Жучков В.И., Зорихин В.В., Виноградов С.В., Полушин А.А., Теляшов Н.В. Использование ферроалюминия для раскисления стали // Сталь. - 2004. - № 9. – С. 26–27.
3. Рысс М.А. Производство ферросплавов. 2-е издание. - М.: Металлургия, 1985. - 344 с.
4. Удовиченко Ю.Н., Онищенко А.А., Паренчук И.В., Паренчук В.В. Ферроалюминий – новый ферросплав для черной металлургии // Энергосбережение. - 2004. - № 8. - С. 12-16.
5. Носоченко О.В., Ганошенко В.И., Юрченко С.М. и др. Исследование эффективности раскисления конвертерной стали различными изделиями из алюминия // Металл и литье Украины. - 2003. - № 7-8. - С. 16-18.
6. Виноградов С.В., Заякин О.В., Жучков В.И. Физико-химические свойства комплексных алюминий- и кремнийсодержащих ферросплавов // Расплавы. - 2006. - № 3. – С. 33–36.



УДК 621:771

Краев М.В. /к.т.н./

ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского»

Самсоненко А.А. /к.т.н./, Головки А.Н. /д.т.н./,

Андреев В.В., Ремез О.А.

Национальная металлургическая академия Украины

Теоретическое исследование прокатки швеллеров со сниженной температурой нагрева заготовок в условиях стана 550 ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»

Проведено теоретическое исследование возможности прокатки швеллеров из заготовок со сниженной температурой нагрева в условиях стана 550 ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского». Установлено, что при производстве швеллеров оптимальная температура нагрева заготовок составляет 1050-1100 °С. Показано, что для данных условий прокатки энергосиловые параметры не превышают допустимых. Ил. 7. Табл. 1. Библиогр.: 15 назв.

Ключевые слова: компьютерное моделирование, прокатка, швеллер, нагрев, температура, энергосиловые параметры

A theoretical study of the possibility of rolling U-section from billets with low temperature heating on the rolling-mill 550 PTC Evraz-DMZ Petrovskogo had been researched. The optimal temperature of heating pieces for the production of U-sections is the temperature in the range 1050 – 1100 °C was established. It also showed that energy-power parameters for considered rolling conditions do not exceed the allowable level.

Keywords: computer simulation, rolling, U-section, heating, temperature, energy-power parameters

Современные тенденции развития предприятий горно-металлургического комплекса Украины предусматривают реконструкцию основных агрегатов и технологий прокатных цехов, что позволит производить новые виды прокатной продукции, снизить энергопотребление и повысить производительность станов. Однако внедрение новой техники – весьма сложный и противоречивый процесс. Принято считать, что совершенствование технических средств снижает трудозатраты, долю труда в стоимости единицы продукции. Но в настоящее время технический прогресс «дорожает», так как требует создания и применения все более дорогостоящих станов, линий, средств компьютерного управления, повышенных расходов на экологическую защиту. Все это отражается на увеличении доли затрат на амортизацию и обслуживание применяемых основных фондов в себестоимости продукции.

Основным критерием оптимизации процессов прокатного производства по энергетическим показателям является снижение расхода энергии. Первоочередными направлениями являются оптимизация температурного режима и режима деформации. Снижение температуры нагрева заготовок на каждые 100 °С в интервале 1200-900 °С приводит на разных типах станов к увеличению расхода электроэнергии на прокатку в среднем на 4-7 кВт·ч/т (14-25 МДж/т). При этом суммарная экономия энергии составляет 200 МДж/т (55 кВт·ч/т), т.е. более 80 % расходов по переделу [1-3].

Одним из вариантов решения проблемы рационального использования и экономии энергоресурсов в процессах обработки металлов давлением, и в частности, в сортовой прокатке, является внедрение в производство контролируемой прокатки профилей. Внедрение данной технологии производства позволит не только экономить энергоресурсы, но также повысить механические свойства и снизить себестоимость готового изделия.

Целью настоящей работы является теоретическое исследование температурного режима и энергосиловых параметров процесса прокатки швеллерных профилей из заготовок со сниженной температурой нагрева в условиях стана 550 ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского».

Контролируемая прокатка является разновидностью процесса пластической обработки стали и сплавов, характеризующейся регламентированными условиями нагрева металла, строго определенными температурными и деформационными параметрами процесса в зависимости от химического состава, и заданными режимами меж- и последеформационного охлаждения металла на различных стадиях обработки [4, 5]. Результатом этого является получение заданной структуры и специального типа строения субструктуры и упрочняющих фаз, при котором увеличиваются одновременно прочность и вязкость стали или металлу придаются специальные свойства.

В настоящее время большое распространение получила контролируемая прокатка листовой стали (КПЛ). Сущность этого процесса заключается в том, что низколегированную сталь прокатывают со значительными степенями деформации и заканчивают прокатку в двухфазной области [6]. Контролируемая прокатка сортового проката (КПС) имеет ряд существенных отличий. При производстве сортового проката используются в большинстве случаев углеродистые и низколегированные стали. Сведения о возможности повышения механических свойств таких сталей без микролегирования путем регламентации температурно-деформационных па-

Таблица. Технические характеристики прокатных клетей стана 550

Номер клетки	Наименование	Диаметр валков, мм			Длина бочки валка, мм	Скорость вращения валка, об/мин	Макс. скорость прокатки в клетях, м/с	Макс. момент прокатки, т.м	Макс. давление прокатки, тс	Мощность электро двигателя, кВт	Число оборотов электродвигателя, об/мин
		номинальный	макс.	мин.							
1	Горизонтальная клеть дуо 670, реверсивная	670	850	620	1800	0-155	4	30	300	2500	110/220
2	Горизонтальная клеть дуо 630	630	750	590	800	55-135	7	36	365	1530	68/136
3						55-135				2100	92/184
4						75-150				2100	92/184
5						75-180				2500	110/220
6						75-180				2500	110/220
7						75-210				2500	110/220
8						105-210				4000	100/250
9	Клеть периодической прокатки	400-800	-	-	800	30-140	до 2,5	40	350	4000	100/250

раметров прокатки весьма ограничены.

Так, например, в Японии по контролируемым режимам прокатывались балки из стали типа 17Г2. При этом после нагрева до 1200 °С прокатку в черновой клетке осуществляли при температуре более 1100 °С, выдерживали около 2 минут и прокатывали в чистовой клетке при 850-700 °С [7]. Технология контролируемой прокатки внедрена на восьмиклетевом мелкосортном стане во Франции [8], на котором прокатывали круглые профили диаметром 8-30 мм, полосы и многогранники из 12 марок стали, в том числе пружинных и заэвтектоидных.

В СССР также имелся некий опыт по контролируемой прокатке сортовых профилей. Так, в условиях полунепрерывного среднесортного стана 350 Череповецкого металлургического завода (ЧМЗ) исследовано влияние температурных режимов деформации на энергосиловые параметры процесса, износ валков, структуру и механические свойства сортового проката [9]. Исследования проводили на сталях 40, 40Х, 35ГС и 10Г2С1. Анализ результатов показал, что для всех исследованных сталей снижение температуры конца прокатки повышает механические свойства проката. При этом увеличивается доля феррита в структуре стали. А величина действительного зерна уменьшается до 7 баллов.

Основной прокатной продукцией, производимой на стане 550 ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского» являются уголки стальные горячекатаные равнополочные от 70×70 мм до 125×125 мм с толщиной полки 6-12 мм (по ГОСТ 535-2005, ГОСТ 19281-89) и швеллеры стальные горячекатаные №8П-№30П (по ГОСТ 535-2005, ГОСТ 19281-89). Прокатка осуществляется на восьмиклетевом среднесортном стане 550, расположенном в две параллельные четырехклетевые рабочие линии. Основные технические характеристики прокатных клетей стана 550 ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» приведены в таблице.

Применяемые в настоящее время на стане развернутые калибровки обеспечивают снижение энергосиловых параметров на 10-20 % в сравнении с традиционно применяемой балочной калибровкой [10]. Это предоставляет возможность внедрения технологии прокатки швеллерных профилей из заготовок с пониженной температурой нагрева с целью экономии энергоресурсов и повышения механических свойств готового изделия, соответствующих европейским стандартам качества EN 10025-2 и EN 10025-3.

Исследование проводилось путем моделирования процесса прокатки в конечно-элементной программе Forge®. Данный программный продукт позволяет проводить моделирование формоизменения при различных процессах обработки металлов давлением [11-13]. Пакет позволяет решать плоские и осесимметричные задачи как жесткопластические, так и упругопластические. Расчет формоизменения, полей напряжений, степени деформации основан на минимизации функционала вариационного принципа Лагранжа [14].

Исходными данными для проведения математического моделирования служили заводские калибровки швеллерного проката, а также скоростные параметры валков. Кривые упрочнения основных марок стали, используемых при прокатке швеллеров, приведены на рис. 1.

По предварительным оценкам возможностей оборудования температура нагрева исходных заготовок при моделировании для всех типов профилей выбрана равной 1050 °С.

Для оценки возможности проведения процесса контролируемой прокатки выбраны такие показатели:

- температура конца прокатки – не ниже 750 °С;
- сила прокатки (согласно действующим нормативным показателям): для обжимной клетки дуо 670 – не выше 300 тс; для горизонтальных клетей дуо 630 – не выше 365 тс;
- момент прокатки: для обжимной клетки дуо 670 – не более 30 т·м; для горизонтальных клетей дуо 630 – не более 36 т·м.

Результаты моделирования (температура профиля и силы прокатки) приведены на рис. 2-7.

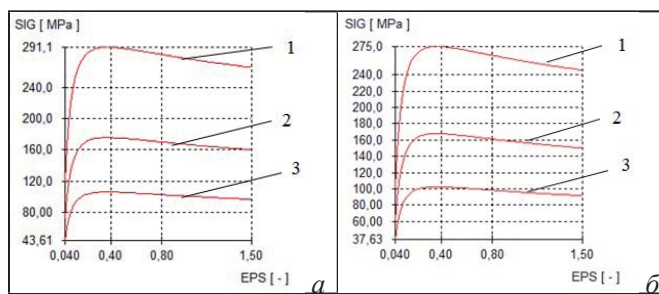


Рис. 1. Кривые упрочнения для стали 09Г2С (а) и ст3пс (б) при $\varepsilon=10$ с-1 и различных температурах, °С: 1 – 700; 2 – 900; 3 – 1100

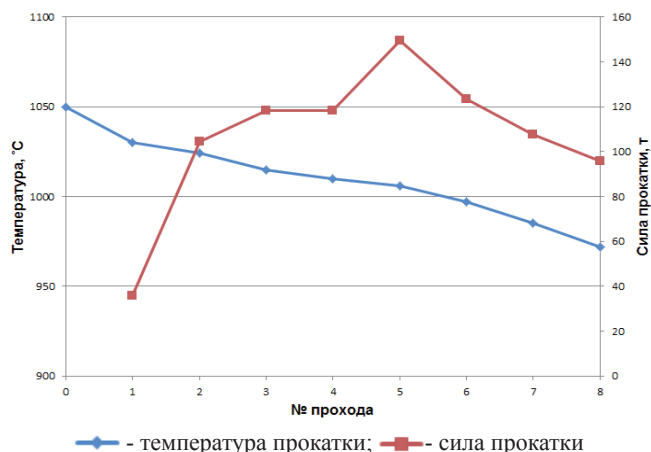


Рис. 2. Температура и сила при прокатке швеллера №8 в условиях прокатки заготовок из стали 09Г2С со сниженной температурой нагрева

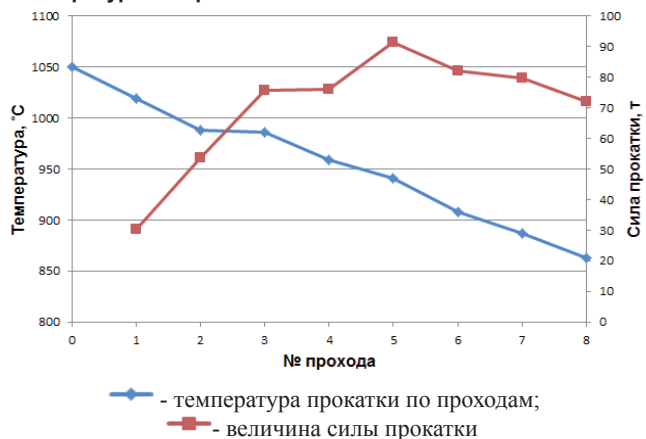


Рис. 3. Температура и сила при прокатке швеллера №8 в условиях прокатки заготовок из ст3пс со сниженной температурой нагрева

Анализируя представленные графики распределения силы прокатки по проходам видно, что для заданных условий прокатки наблюдаются все приведенные выше требования. Максимальные силы возникают при прокатке швеллеров №20 и №24 из стали 09Г2С и равны они, соответственно, 311 т и 300 т (рис. 4, 6). Температура конца прокатки находится в диапазоне температур 800-950 °С.

Однако при производстве швеллера №14 наблюдается иная картина, как по силе прокатки, так и по температуре конца прокатки (рис. 7). Рассматривая силу прокатки видно смещение ее максимальных значений в сторону чистовых групп клетей. Но при этом соблюдаются ограничения по величине максимально допустимых нагрузок. Единственным несоответствием со стороны ограничений является заниженная температура конца прокатки ($T_k = 725$ °С), что в свою очередь может отразиться на конечных механических характеристиках готового изделия. К рекомендуемым решениям по обеспечению необходимой температуры конца прокат-

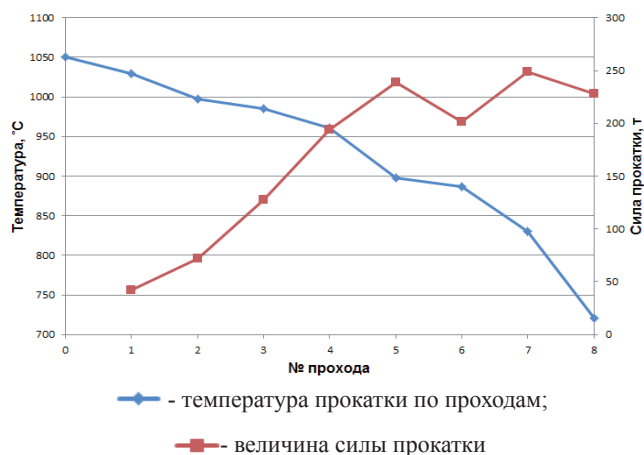


Рис. 4. Температура и сила при прокатке швеллера №14 в условиях прокатки заготовок из ст3пс со сниженной температурой нагрева

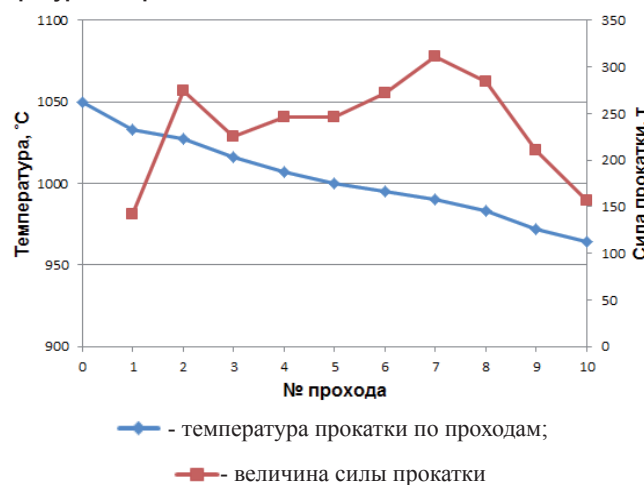


Рис. 5. Температура и сила при прокатке швеллера №20 в условиях прокатки заготовок из стали 09Г2С со сниженной температурой нагрева

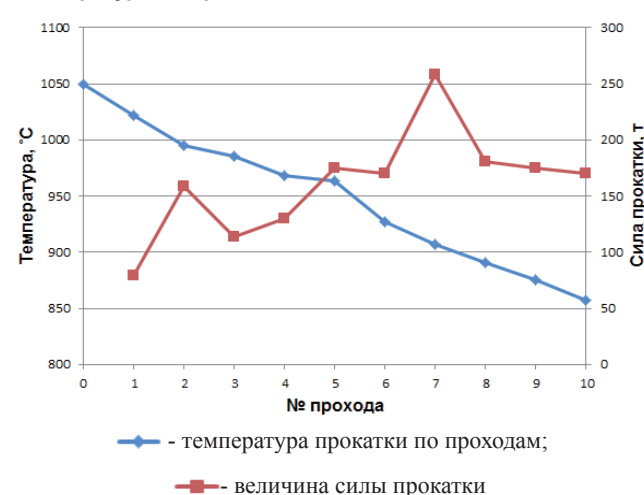


Рис. 6. Температура и сила при прокатке швеллера №20 в условиях прокатки заготовок из ст3пс со сниженной температурой нагрева

ки ($T_k > 750$ °C) можно отнести следующее: установка между клетями стана защитных тепловых экранов [15], повышение скорости прокатки, усовершенствование охлаждающих устройств валков стана с целью уменьшения попадания воды на раскат.

Вывод

Внедрение контролируемой сортовой прокатки является перспективным направлением экономии энергоресурсов при производстве фасонных профилей. Математическое моделирование, проведенное с целью определения энергосиловых и температурных параметров процесса контролируемой прокатки со сниженной температурой нагрева заготовок, показало, что максимальные силы возникают при прокатке швеллера №20 и №24 и равняются соответственно: $P = 311$ т и $P = 300$ т, что не превышает допустимых нагрузок. Установлено, что температура конца прокатки для большинства профилей рассмотренного сортамента находится в диапазоне температур 800-900 °C.

Библиографический список

1. Пути снижения энергозатрат при непрерывной сортовой прокатке / С.М. Жучков, Л.В. Кулаков, А.В. Сокуренок // Сталь. – 2004. – № 6. – С. 64-66.
2. J.-O. Pera, S.-E. Lundberg. Application of computer simulation to low-temperature bar and rod rolling // Iron and steel Engineer. – 1985. – № 10. – P. 48-52.
3. L. Aulisa. Lineament del piano di riduzione del consumi di combustibile al treno nasi da 90` di Taranto // La Metallurgia Italiana. – 1984. – № 9. – P. 392-397.
4. Контролируемая прокатка / В.И. Погоржельский, Д.А. Литвиненко, Ю.И. Матросов, А.В. Иваницкий. – М.: Металлургия, 1979. – 184 с.
5. Погоржельский В.И. Контролируемая прокатка непрерывнолитого металла / В.И. Погоржельский. – М.: Металлургия, 1986. – 151 с.
6. Гуляев А.П. Особенности разрушения стали контролируемой прокатки / А.П. Гуляев // МИТОМ. – 1982. – № 5. – С. 24-26.
7. Controlled rolling of H-shapes / N. Teruyuki A. Masakaru, H. Kiyoshi et. al. // Transaction of the Iron and Steel Institute of Japan. – 1978. – V. 18. – № 1. – P. 666-675.
8. Barrean G., Mailhos P. Caracteristiques obtenues sur des barres de faible section par laminage controle sur train automatique a doubleuses Acierc speciax. – Traitment Thermique. – 1975. – № 30. – P. 16-23.
9. Регулируемая прокатка сортового металла / Н.Г. Бочков, А.Е. Медведников, С.И. Сеницын и др. // Сталь. – 1977. – № 6. – С. 520-522.
10. Современные технологии производства швеллеров с применением развернутой калибровки валков: Монография / Г.В. Бергеман, С.М. Антонюк, М.В. Краев и др. – Днепропетровск: Арт-Пресс, 2007. – 64 с.
11. Теоретическое исследование напряженно-деформированного состояния металла при прокатке сортовых профилей из специальных марок сталей / В.Н. Данченко, А.А. Миленин, В.В. Андреев и др. // ДГМА. Наук. пр. Обработка материалов давлением. – 2009. – № 1 (20).
12. Дья Х. FORGE 3 в моделировании процессов обработки давлением / Х. Дья // Сучасні проблеми металургії. – 2002. – Т. 5. – С. 27-33.
13. Данченко В.Н., Ремез О.А., Mroz S., Самсоненко А.А. Теоретическое исследование изменения ширины профиля при прокатке специальных сталей в калибрах простой формы с использованием программного продукта FORGE3 // Сб. научн. тр. Обработка материалов давлением. – 2010. – № 1(22) – С. 210 – 217.
14. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. – Л.–М.: Мир, 1977. – 349 с.
15. Перерва В.Я. Исследование энергопотребления в сортопрокатном производстве при использовании теплосберегающих экранов / В.Я. Перерва, И.К. Огинский, А.А. Самсоненко и др. // Металургійна теплотехніка: зб. наук. праць НМетАУ. У двох книгах. – Книга друга. – 2005. – С. 190-197.

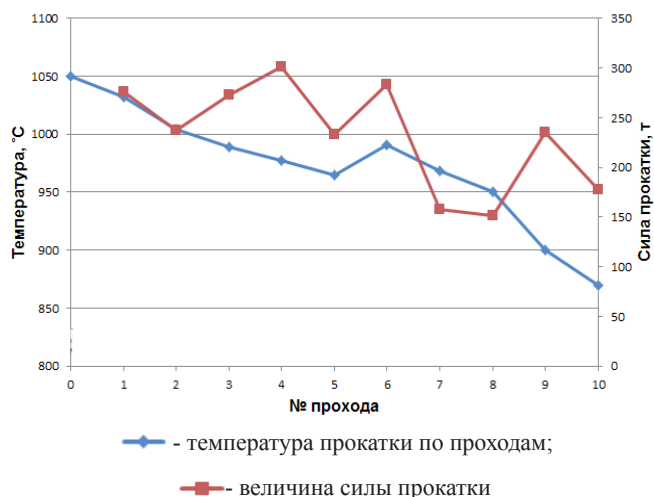


Рис. 7. Температура и сила при прокатке швеллера №24 в условиях прокатки заготовок из стали 09Г2С со сниженной температурой нагрева

Кинематические и энергосиловые параметры процесса прокатки швеллера в универсальном калибре

С учетом зон отставания и опережения на поверхности контакта металла с приводными горизонтальными валками по стенке и фланцам при прокатке швеллера в универсальном калибре получены выражения для определения момента на горизонтальных валках и разработан алгоритм его расчета. Полученные выражения позволяют рассчитать момент прокатки швеллера в универсальном калибре и распределение момента между приводными горизонтальными валками по величине опережения. Ил. 3. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: универсальный калибр, момент прокатки, опережение, швеллер, приводные валки, стенка, фланец

Expressions for determining the torque on horizontal rolls while rolling the channel in universal pass had been obtained taking into account zones of backward and forward slip on the contact surface of metal with driven horizontal rolls along the web and flanges and the algorithm for calculating the rolling torque had been developed. Equations deduced in the present paper allow to calculate the torque while rolling the channel in universal pass by the value of forward slip as well as distribution of the rolling torque between the driven horizontal rolls.

Keywords: universal pass, rolling torque, forward slip, channel, driven rolls, web, flange

Наиболее прогрессивным способом производства фланцевых профилей, в том числе и швеллеров, является их прокатка с использованием универсальных калибров. Однако, процесс прокатки швеллеров в универсальных калибрах относится к асимметричному процессу, одним из главных вопросов которого является правильное распределение момента прокатки между приводными горизонтальными валками для обеспечения стабильности процесса и надежной работы прокатного оборудования.

Вопросам распределения момента между валками при асимметричной прокатке посвящен ряд работ, в которых теоретически и экспериментально рассмотрены вопросы распределения момента между валками в зависимости от различных параметров процесса прокатки. Вопросы об определении момента прокатки швеллера в универсальном калибре и распределении его между приводными горизонтальными валками в литературе практически не рассмотрены.

Рассмотрим кинематические и энергосиловые (момент прокатки) параметры процесса прокатки швеллера в универсальном калибре.

Для определения кинематических и энергосиловых параметров процесса прокатки необходимо знать границы и площадь зон отставания и опережения. Границы зон отставания и опережения на контактной поверхности горизонтальных валков представляют собой пространственную кривую, положение которой может быть задано, если известна величина опережения в какой-либо точке калибра [1], например по стенке. Принимаем, что скорость металла от линии входа в валки до линии выхода изменяется по параболическому закону [2] и во всех точках любого сечения очага деформации, параллельном плоскости выхода, постоянна.

Скорость металла на входе V_0 и выходе V_1 из валков можно определить из выражений

$$V_0 = \frac{V_1}{\mu}; \quad (1)$$

$$V_1 = V_v \cdot (1 + S), \quad (2)$$

где μ – коэффициент вытяжки; $V_v = \frac{\pi \times n \times R}{30}$ – окружная скорость валков в некоторой точке калибра; R – радиус валков в той же точке; n – число оборотов валков; S – опережение в той же точке.

Текущее значение скорости металла V_m в очаге деформации с учетом выражений (1) и (2) можно записать в следующем виде

$$V_m = \frac{\pi \times n \times R}{30} \times (1 + S) \times \left[1 - \frac{x^2 \times (\mu - 1)}{l^2 \times \mu} \right], \quad (3)$$

где x – текущее значение координат; l – длина дуги контакта металла с валками.

Зная величину опережения по стенке S_2 на нижнем горизонтальном валке, можно найти нейтральную линию на боковой поверхности горизонтального валка по фланцу в системе координат, показанной на рис. 1. Переменная величина скорости горизонтального валка по высоте фланца может быть представлена выражением

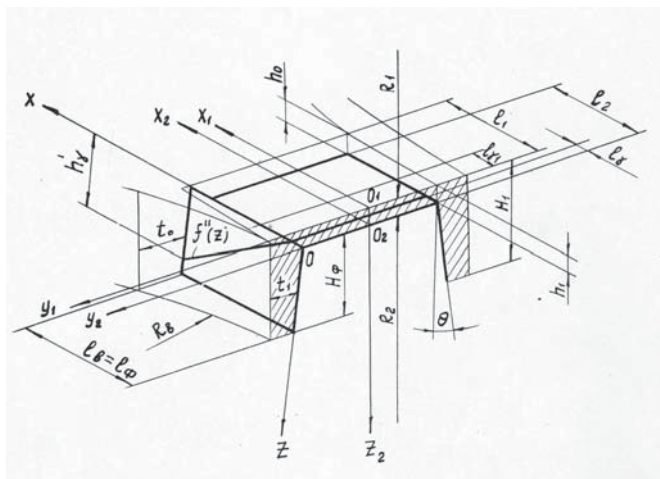


Рис. 1. Обозначения и принятая система координат к определению нейтральной линии на контактной поверхности металла с горизонтальным валком

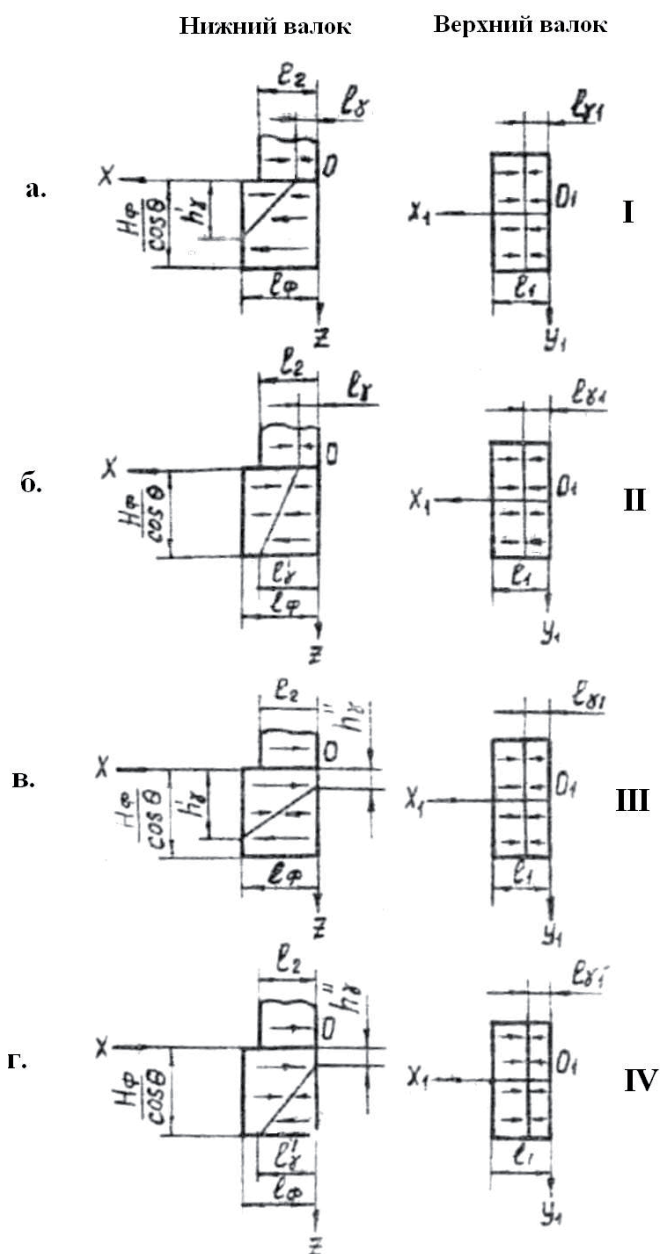


Рис.2. Возможные положения нейтральных линий на контактной поверхности металла с горизонтальными валками

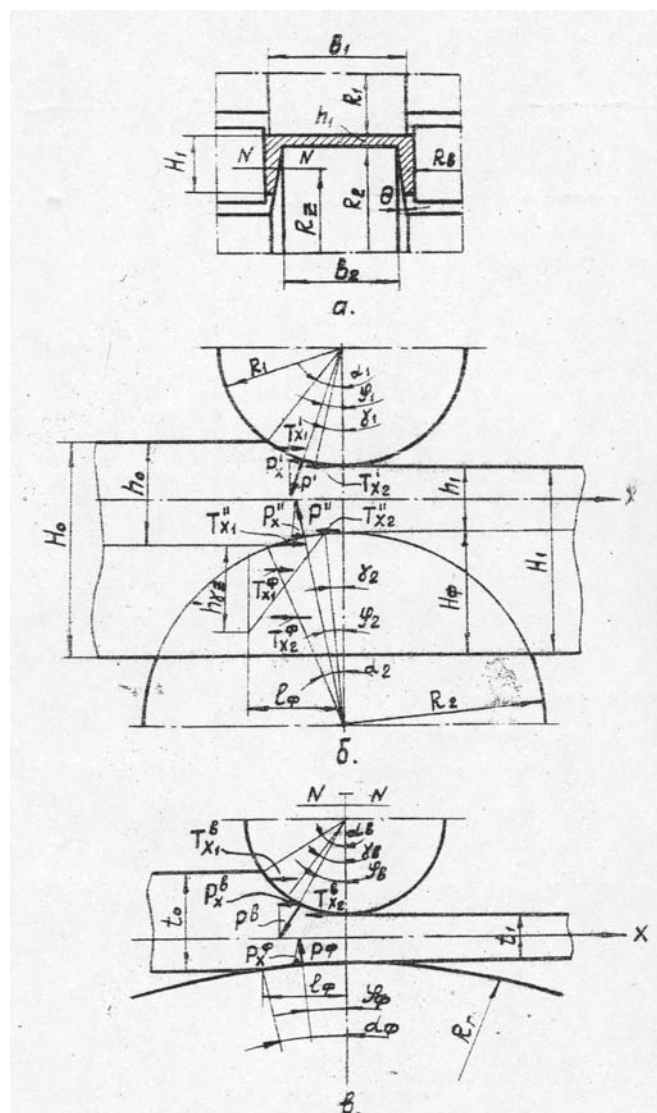


Рис. 3. Схема сил, действующих на швеллер в универсальном калибре

$$V''_e = \frac{\pi \cdot n \cdot (R_2 - z \cdot \cos \theta)}{30}, \quad (4)$$

где z – текущее значение координат.

Скорость верхнего горизонтального валка равна

$$V'_e = \frac{\pi \cdot n \cdot R_1}{30}, \quad (5)$$

Нейтральная линия на контактной поверхности валков представляет собой геометрическое место точек, где линейные скорости валков и металла равны между собой

$$V_m - V'_e = 0; \quad (6)$$

$$V_m - V''_e = 0. \quad (7)$$

Уравнение нейтральной линии на верхнем горизонтальном валке может быть записано в виде выражения

$$f'(z) = x' = R_1 \times \gamma_1, \quad (8)$$

где γ_1 – нейтральный угол на верхнем горизонтальном валке по стенке.

Решая уравнение (7) с учетом выражений (3) и (4),

находим уравнение нейтральной линии для нижнего горизонтального вала

$$f''(z) = x'' = \sqrt{\frac{R_2 \times S_2 + z \times \cos \theta}{R_2 \times (1 + S_2)}} \times \frac{l_\phi^2 \times \mu}{\mu - 1}, \quad (9)$$

где l_ϕ – средняя длина очага деформации фланца с горизонтальным валком.

Анализ выражений (8) и (9) показывает, что существует 8 положений нейтральных линий на контактной поверхности металла с горизонтальными валками при прокатке швеллера в универсальном калибре. На рис. 2 показаны I-IV положения нейтральных линий на контактной поверхности металла с горизонтальными валками. Положения V-VIII отличаются от I-IV положением отсутствием зоны опережения на верхнем горизонтальном валке.

Используя выражения (8) и (9), из граничных условий находим границы зон отставания и опережения для I положения (рис. 2а)

$$l_{\gamma 1} = R_1 \cdot \gamma_1; \quad (10)$$

где γ_1 – нейтральный угол на верхнем горизонтальном валке;

$$h'_\gamma = \frac{R_2 \cdot (\mu - 1 - S_2)}{\mu \cdot \cos \theta}; \quad l_\gamma = \sqrt{\frac{S_2}{1 + S_2}} \times \frac{l_\phi^2 \times \mu}{\mu - 1}. \quad (11)$$

Зная границы зон отставания и опережения и уравнение нейтральной линии, можно определить площади зон отставания и опережения на контактной поверхности металла с горизонтальными валками и момент прокатки. Однако использование уравнения (9) для определения площадей зон отставания и опережения на контактной поверхности горизонтальных валков по фланцу приводит к громоздким выражениям. Для упрощения конечных выражений, с достаточной для практических расчетов точностью, аппроксимируем функцию (9) прямой линией.

Для I положения (рис. 2а) она имеет вид

$$f_1(z) = x''_1 = \frac{(l_\phi - l_\gamma) \times z + l_\gamma \times h'_\gamma}{h'_\gamma}. \quad (12)$$

При прокатке швеллера в универсальном калибре с горизонтальными валками не равного диаметра опережение по стенке определяем по формулам [3]:

для верхнего горизонтального вала радиусом R_1

$$S_1 = \frac{(B_1 - 2 \cdot t_1) \cdot R_1 \cdot \gamma_1^2 + 2 \cdot H_1 \cdot \Delta t_{\gamma 1}}{F_1}; \quad (13)$$

для нижнего горизонтального вала радиусом R_2

$$S_2 = \frac{(B_1 - 2 \cdot t_1) \cdot R_2 \cdot \gamma_2^2 + 2 \cdot H_1 \cdot \Delta t_{\gamma 2}}{F_1}, \quad (14)$$

где γ_2 – нейтральный угол по стенке на нижнем горизонтальном валке; $\Delta t_{\gamma 1}$ и $\Delta t_{\gamma 2}$ – средняя величина обжатия фланца от нейтрального сечения на верхнем и нижнем горизонтальных валках до выхода металла из калибра.

Величины и $\Delta t_{\gamma 1}$ и $\Delta t_{\gamma 2}$ определяем из выражений

$$\Delta t_{\gamma 1} = R_\epsilon + R_\epsilon - \sqrt{R_\epsilon^2 - R_1^2 \cdot \gamma_1^2} - \sqrt{R_\epsilon^2 - R_1^2 \cdot \gamma_1^2}; \quad (15)$$

$$\Delta t_{\gamma 2} = R_\epsilon + R_\epsilon - \sqrt{R_\epsilon^2 - R_2^2 \cdot \gamma_2^2} - \sqrt{R_\epsilon^2 - R_2^2 \cdot \gamma_2^2}, \quad (16)$$

$$\text{где } R_\epsilon = \frac{R_2 - H_\phi / 2}{\operatorname{tg} \theta}.$$

Опережение может быть определено по величине нейтрального угла.

Нейтральные углы на контактной поверхности горизонтальных валков по стенке при прокатке швеллера в универсальном калибре получены из условия равновесия сил, действующих в очаге деформации на прокатываемую полосу, рис. 3.

$$\begin{aligned} \sum X = T'_{x1} - T''_{x2} - P'_x + T''_{x1} - T''_{x2} - P''_x + 2 \cdot T^\phi_{x1} - 2 \cdot T^\phi_{x2} - 2 \cdot P^\phi_x + \\ + 2 \cdot T^\epsilon_{x1} - 2 \cdot T^\epsilon_{x2} - 2 \cdot P^\epsilon_x = 0, \end{aligned} \quad (17)$$

где T'_{x1} , T''_{x1} , T^ϕ_{x1} , T^ϵ_{x1} , T'_{x2} , T''_{x2} , T^ϕ_{x2} , T^ϵ_{x2} , P'_x , P''_x , P^ϕ_x , P^ϵ_x – горизонтальные составляющие касательных контактных напряжений в зонах отставания, опережения и нормальных контактных напряжений по стенке на верхнем и нижнем горизонтальных валках, по внутренней боковой поверхности фланцев и по вертикальному валку.

В окончательном виде выражения для определения нейтральных углов по стенке для I положения имеют

вид:

- для верхнего горизонтального вала

$$\gamma_1 = \frac{B - \sqrt{B^2 - \left(1 - \frac{A^2}{K^2}\right) \left\{ B^2 + \left[1 - \frac{1}{K} - \frac{2 \cdot H_1 \cdot (\Delta t_{\gamma 1} - K \cdot \Delta t_{\gamma 2})}{K \cdot F_1} \right] \cdot \frac{F_1 \cdot A^2}{(B_1 - 2t_1) \cdot R_2} \right\}}}{1 - \frac{A^2}{K^2}}; \quad (18)$$

- для нижнего горизонтального вала:

$$\gamma_1 = \frac{-\frac{B \cdot A^2}{K^2} + \sqrt{B^2 - \left(1 - \frac{A^2}{K^2}\right) \left\{ B^2 + \left[1 - \frac{1}{K} - \frac{2 \cdot H_1 \cdot (\Delta t_{\gamma 1} - K \cdot \Delta t_{\gamma 2})}{K \cdot F_1} \right] \cdot \frac{F_1 \cdot A^2}{(B_1 - 2t_1) \cdot R_2} \right\}}}{A - \frac{A^2}{K^2}}. \quad (19)$$

Значения величин А, В и К определяются по зависимостям

$$\frac{\tau_2 \cdot b_2}{\tau_1 \cdot b_1} \cdot K = A; \quad (20)$$

$$\frac{\alpha_1}{2} \times \left(1 - \frac{\alpha_1}{2 \times f_1} \right) + \frac{\alpha_2}{2} \times \left(1 - \frac{\alpha_2}{2 \times f_2} \right) \times \frac{\tau_2 \times b_2}{\tau_1 \times b_1} \times K - \frac{\tau_\phi \times l_\phi \times H_1}{\tau_1 \times R_1 \times b_1} \times$$

$$\times \left[\frac{H_\phi / \cos \theta \times l_\phi - h'_\gamma \times (l_\phi - l_\gamma)}{H_1 \times l_\phi} + \right. \quad (21)$$

$$\left. + \frac{H_\phi / \cos \theta \times l_\phi \times \operatorname{tg} \theta}{H_1 \times f_\phi \times (2 \times R_2 - H_\phi)} + \frac{\alpha_\phi \times \tau_\phi}{2 \times f_\phi \times \tau_\phi} + \frac{f_w \times r_w \times \tau_\phi}{f_\phi \times R_\phi \times \tau_\phi} \right] = B;$$

$$K = R_2 / R_1, \quad (22)$$

где $\tau_1, \tau_2, \tau_\phi, \tau_b, f_1, f_2, f_\phi, f_b$ – средние касательные напряжения и коэффициенты трения по стенке на верхнем и нижнем горизонтальных валах, по внутренней боковой поверхности фланца и по вертикальному валку; f_w и r_w – коэффициент трения в шейках и радиус шейки вертикального вала.

При прокатке швеллера в универсальном калибре весь момент, который необходимо затратить на преодоление сопротивления деформации прокатываемого металла и возникающих при этом на поверхности валков контактных напряжений, а также для вращения холостых вертикальных валков передается через приводные горизонтальные валки.

С учетом моментов, создаваемых касательными контактными напряжениями на поверхности контакта горизонтальных валков со стенкой и фланцами в зонах отставания и опережения, получены выражения для определения момента прокатки швеллера в универсальном калибре. Для I положения они имеют вид:

- на верхнем горизонтальном валке

$$M_1 = \tau_1 \times b_1 \times R_1^2 \times (\alpha_1 - 2 \times \gamma_1); \quad (23)$$

- на нижнем горизонтальном валке

$$M_2 = \tau_2 \times b_2 \times R_2^2 \times (\alpha_2 - 2 \times \gamma_2) + 2 \times \tau_\phi \times (R_2 - z_0) \times [h'_\gamma \times (l_\phi - l_\gamma) - H_\phi / \cos \theta \times l_\phi]. \quad (24)$$

Величина z_0 для I положения нейтральной линии определяется из выражения

$$z_0 = \frac{3 \cdot H_\phi^2 \cdot l_\phi - 2 \cdot (h'_{\gamma z})^2 (l_\phi - l_\gamma)}{6 \cdot [H_\phi \cdot l_\phi - h'_{\gamma z} (l_\phi - l_\gamma)]}. \quad (25)$$

На основании полученных выражений разработан алгоритм расчета момента прокатки швеллера в универсальном калибре для реализации на ЭВМ.

Сравнение результатов теоретических расчетов по разработанным выражениям и алгоритму с экспериментальными данными [4] показал их удовлетворительную сходимость, максимальное расхождение не превышало 17-18 %, причем, с уменьшением разности степени деформации элементов швеллера расхождение экспериментальных и теоретических данных также уменьшается.

Выводы

Получены выражения, позволяющие определять границы зон отставания и опережения на поверхности контакта металла с горизонтальными валками при прокатке швеллера в универсальном калибре.

Из условия постоянства секундных объемов получены выражения для определения опережения по стенке на горизонтальных валках при прокатке швеллера в универсальном калибре.

На основании равновесия сил в очаге деформации получены выражения для определения нейтральных углов по стенке на горизонтальных валках при прокатке швеллера в универсальном калибре.

С учетом зон отставания и опережения по стенке и фланцам получены выражения для определения момента прокатки на горизонтальных валках универсального швеллерного калибра и разработан алгоритм его расчета.

Полученные выражения позволяют рассчитать момент прокатки швеллера в универсальном калибре и распределение момента между приводными горизонтальными валками по величине опережения.

Библиографический список

1. Силовые параметры прокатки в угловом прямополюсном калибре / А.А. Динник, Л.Н. Левченко, В.С. Лиханский и др. – В кн.: Теория прокатки: Материалы Всесоюз. научно-техн. конф. «Теоретические проблемы прокатного производства» – М.: Металлургия, 1975. – С. 193-195.
2. Чекмарев А.П., Гаращенко В.И., Левченко Л.Н. Аналитическое исследование течения металла в калибре швеллерного типа. – В кн.: Обработка металлов давлением: Сб. научн. тр. – Днепропетровский металлург. ин-т. – М.: Металлургия, 1970. – Вып. 55. – С. 33-48.
3. Тубольцев А.Г., Писарев А.Е. Опережение при прокатке фланцевых профилей в четырехвалковом калибре. – Днепропетровск. 1981. 9с. Рукопись деп. в «Черметинформации» 09.02.82. – №1516ЧМ-Д82.
4. Тубольцев А.Г. Экспериментальное исследование момента прокатки швеллера в универсальном калибре. – Сб. научн. тр. – Обработка металлов давлением. – Краматорск. – 2011. - № 3. – С. 164-167.



УДК 669.71

Наука

Ремез О.А., Самсоненко А.А. /к.т.н./, Андреев В.В., Краев М.В. /к.т.н./

НМетАУ

ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского»

Исследование износа черновой группы калибров рельсобалочного стана 800 ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» при прокатке крановых рельс

Проведено статистическое исследование стойкости калибров черновой клетки рельсобалочного стана 800 при прокатке крановых рельс КР70-140 на ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского». С использованием программного продукта FORGE3 исследован износ каждого калибра при прокатке КР100, установлено, что наименее стойким калибром является четвертый. Исследовано влияние факторов прокатки на изменение износа валков в четвертом калибре при прокатке КР100. Представлены графики зависимостей износа по периметру калибра. Ил. 10. Табл. 1. Библиогр.: 10 назв.

Ключевые слова: прокатка, износ, крановый рельс, моделирование, калибр

A statistic investigation had been carried out concerning the durability of passes in the roughing group of the structural mill 800 while rolling the crane rails CR70-140 in the public joint-stock company «EVRAZ – Petrovsky DMZ». Using the program product FORGES 3 the wear of each pass while rolling the section CR100 had been investigated, and it was ascertained that the least durable pass is the fourth one. The influence of the rolling factors on the change of the roll wear in the fourth pass while rolling the section CR100 had been investigated. Diagrams of dependencies of the wear along the perimeter of the pass are presented.

Keywords: rolling, wear, crane rail, simulation, pass

Современные требования к качеству производства рельсов достаточно высокие и обусловлены влиянием следующих факторов: состояние поверхности валков и металла, износостойкость валков, механические свойства, точность геометрических размеров [1-3]. Качество поверхности и точность геометрических размеров профиля напрямую зависит от срока службы прокатных валков.

Ранее проведенные исследования стойкости валков при сортовой прокатке показали, что на стойкость валков влияют такие факторы: механические свойства, условия силового нагружения [4], условия охлаждения рабочей поверхности [5], и др. Представлено множество методик расчета износа при прокатке рельсовых профилей: авторами в работе [6] предложен расчет сил, действующих на ответственные части калибра (шейка, голов-

© Ремез О.А., Самсоненко А.А., Андреев В.В., Краев М.В., 2012 г.

ка, подошва) при производстве рельс в универсальных клетях рельсобалочного стана. Авторами приняты допущения, которые позволяют считать процесс прокатки рельсового профиля в четырехвалковом калибре плоским, что не является справедливым при расчете износа калибров. Проведено исследование причин, которые приводят к разрушению вала [7]. Авторы предлагают рассчитывать методом конечных элементов внутреннее напряженное состояние вала, зная только уровень напряжений в поверхностном слое, толщину рабочего слоя и размеры оси вала. Результаты исследований используются лишь в качестве индикатора достижения цели: необходимого уровня термической обработки в технологическом процессе изготовления валков.

Рассмотренные методики расчета износа валков не полностью раскрывают природу влияния факторов прокатки (форма калибра, скорость вращения валков, температура металла, температура валков, трение на контакте) на износ валков (калибра).

Целью настоящей работы является статистическое и теоретическое исследование износа валков черновой клетки стана 800 ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» и определение оптимальных технологических параметров прокатки рельсовых профилей.

Для определения стойкости валков при прокатке крановых рельсов на стане 800 проведены статистические исследования для следующих условий:

- профиль проката: КР140, КР120, КР100, КР80, КР70;
- № компании: 2, 3, 9, 11, 12, 16, 30, 32, 34, 36, 43, 53, 56, 61, 63, 68, 73, 214, 281, 321, 356, 379, 395, 396, 400;
- период исследований: 2010-2011 гг.

На рис. 1 показана стойкость валков для каждого из перечисленных типов-размеров рельсов.

Статистическая обработка данных по стойкости валков черновой и чистой групп клетки 800 показала, что наиболее изнашиваемым является четвертый калибр черновой клетки, при прокатке КР140, КР100 и КР80. Данное явление связано с неравномерным распределением температуры по периметру калибра. Изучение изменения температуры калибра в процессе прокатки крановых рельсов проводилось с использованием заводского тепловизора марки FLIR T-335. Измерения температуры калибра выполнялись перед прокаткой в четвертом калибре и после прокатки профиля в пятом калибре при прокатке КР70, с выключенным охлаждающим устройством. Результаты замеров показаны на рис. 2.

Исследования показало, что распределение температуры по калибру неравномерно, наибольшее значение температуры проявляется на его выпуклой части (яблоке калибра). Для определения комплексного влияния факторов прокатки на износ было предложено провести теоретическое исследование износа четвертого калибра черновой группы клетки стана 800 ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» с помощью программы компьютерного моделирования процессов пластической деформации Forge 3D®, разработанной CEMEF, Ecole des Mines de Paris. Forge 3D® [8, 9]:

Оценка износа валков определяется по такому критерию

$$I = \int_0^t (p \times \vec{V}) dt;$$

где I – критерий износа; t – время; p – нормальное напряжение; $\vec{V}$ – скорость скольжения вала по поверхности металла [10].

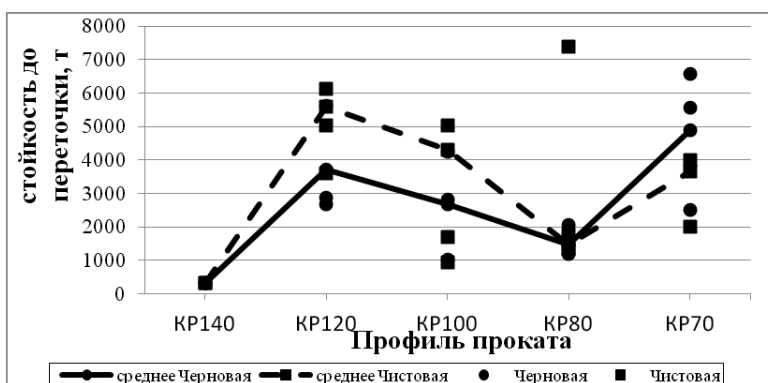


Рис. 1. Стойкость валков за 2010 и 2011 гг.

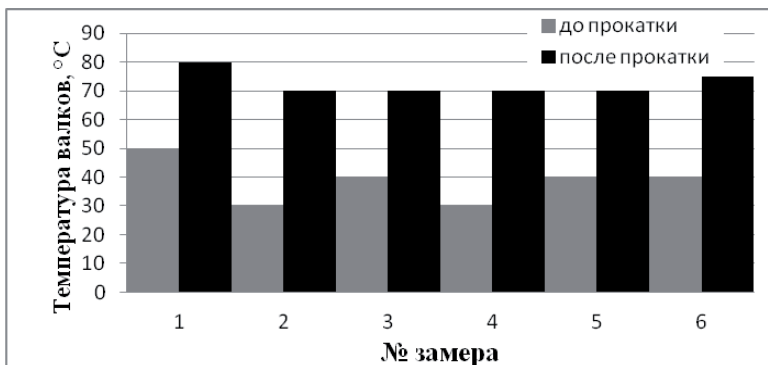


Рис. 2. Температура валков четвертого калибра при прокатке кранового рельса КР70

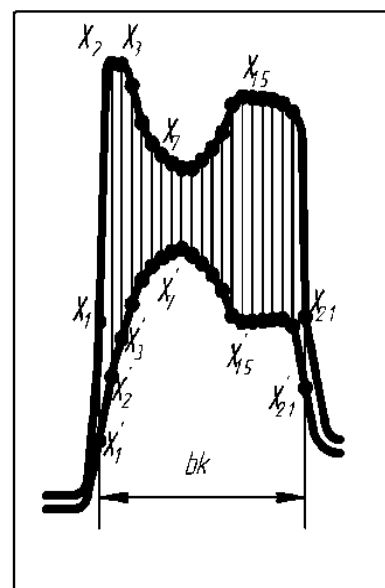


Рис. 3. Схема замера износа вала в калибре: X_n – координата замера критерия износа; b_k – ширина калибра

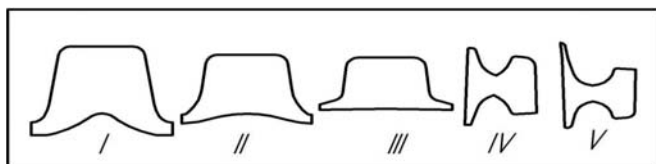


Рис. 4. Схемы исследуемых калибров

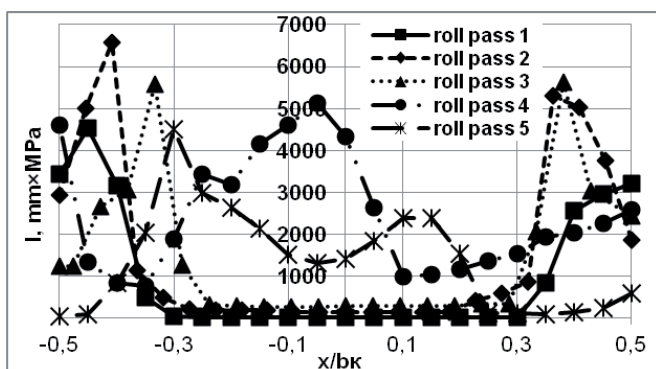


Рис. 5. Сравнительный износ калибров верхнего валка

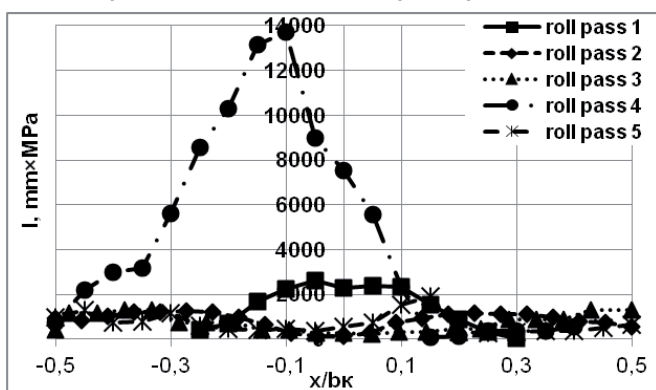


Рис. 6. Сравнительный износ калибров нижнего валка

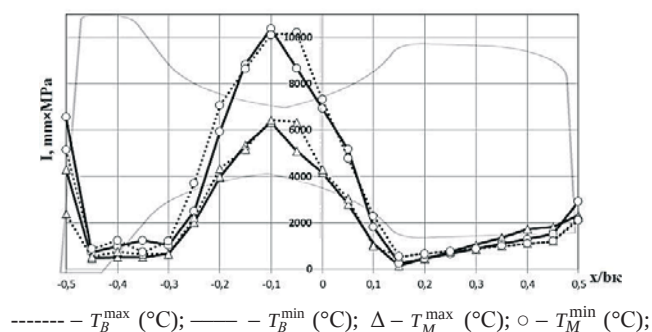
Рис. 7. Распределение износа на верхнем валке в четвертом калибре при минимальном значении коэффициента трения (μ)

Схема замера износа валка в калибре представлена на рис. 3. Моделирование проводилось для следующих условий: материал заготовки сталь 3; температура начала прокатки 1100 °С размер заготовки 210x210x2000 мм; частота вращения валков $n = 80$ об/мин; диаметры валков по бурту $D_6 = 802$ мм; материал валков 55X. Схема исследуемых калибров представлена на рис. 4.

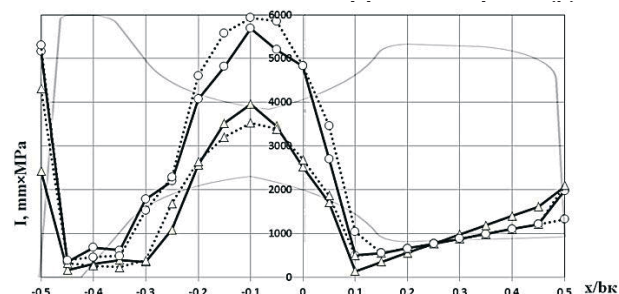
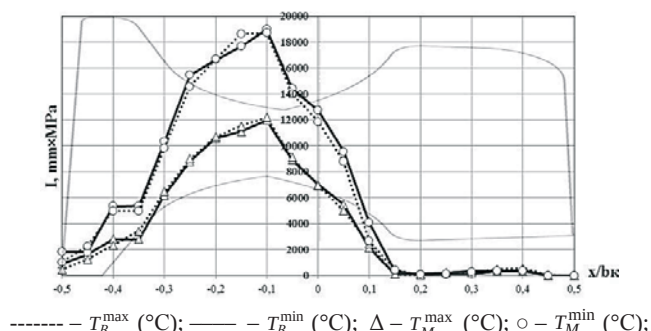
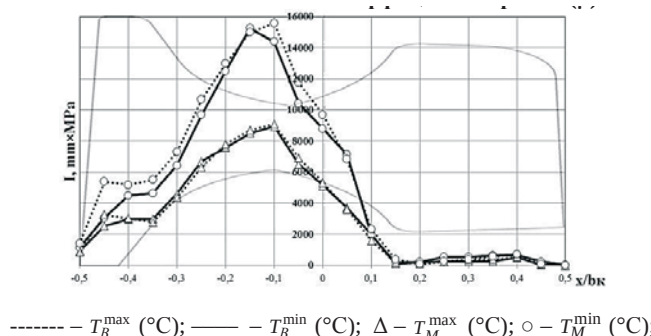
По результатам моделирования прокатки КР100 в черновой клети были построены графики зависимости показателей износа от относительной ширины калибра X_n / b_k в каждом калибре (рис. 5, 6).

Анализ результатов моделирования указывает на повышенный износ четвертого калибра клети для нижнего и верхнего валка. Износ первого, второго и третьего калибра верхнего валка больше всего проявляется на стенках калибра. В четвертом и пятом калибре самая большая величина износа проявляется на выпуклой части калибра.

Дальнейшее изучение износа валков по периметру калибра проводится для четвертого калибра, так как он

Таблица. Интервалы варьирования факторов

№	$X_1, t_3, ^\circ\text{C}$	$X_2, t_B, ^\circ\text{C}$	$X_3, n, \text{об/мин}$	X_4, μ
Верхний уровень	1150	100	120	0,6
Нижний уровень	1050	20	40	0,2
Нулевой уровень	1100	60	80	0,4
Интервал варьирования	200	40	40	0,2

Рис. 8. Распределение износа на верхнем валке в четвертом калибре при максимальном значении коэффициента трения (μ)Рис. 9. Распределение износа на нижнем валке в четвертом калибре при минимальном значении коэффициента трения (μ)Рис. 10. Распределение износа на нижнем валке в четвертом калибре при максимальном значении коэффициента трения (μ)

подвергается самому большому износу.

Для исследования влияния параметров прокатки на износ валков в четвертом калибре использовались такие факторы: температура заготовки, °С (X_1); температура валков, °С (X_2); окружная скорость валков, об/мин (X_3); коэффициент трения (X_4). Интервалы варьирования факторов эксперимента представлены в таблице.

Результаты исследования влияния факторов прокатки на износ валков в четвертом калибре представлены на рис. 7-10. Графики разделены на две группы: 1) максимальное значение коэффициента трения; 2) минимальное значение коэффициента трения. Где пунктирной линией показано максимальное значение температуры валка, а сплошной - минимальное значение; треугольным маркером (Δ) – обозначено максимальное значение температуры металла, а круглым ($\circ$) – минимальное. Результаты исследования показывают незначительное влияние окружной скорости валков (n) на износ валков по периметру калибра.

Анализ графиков показывает, что наиболее интенсивно изнашивается нижний валок на выпуклой части калибра.

Исследование факторов прокатки на износ валков показало, что наиболее интенсивное влияние на износ валков оказывает температура начала прокатки (чем меньше температура, тем выше износ).

Также установлены зависимости параметра износа валков от коэффициента трения: с уменьшением коэффициента трения увеличивается износ. Это связано с увеличением проскальзывания металла между валками, т.е. чем больше коэффициент трения, тем больше зона прилипания, чем меньше коэффициент трения, тем больше зона скольжения.

Выводы

1. В работе показана стойкость валков черновой и чистовой группы клетей стана 800 ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского». Установлено, что наименьшая стойкость калибров наблюдается в черновой группе клетей при прокатке КР140, КР100, КР80.

3. Определено, что четвертый калибр черновой клетки рельсобалочного стана 800 при прокатке крановых рельс КР100 наиболее склонен к износу. Наиболее интенсивное изнашивание калибра проявляется на его выпуклой части. Высокое значение износа на выпуклой части калибра связано с рядом факторов, например, неравномерное распределение скоростей на поверхности валка.

3. Исследовано комплексное влияние факторов прокатки на износ четвертого калибра рельсобалочного стана. Установлено, что наибольшее влияние на износ валков оказывает температура начала прокатки и условия контактного взаимодействия металла и валков.

Библиографический список

1. Выбор технологии термического упрочнения железнодорожных рельсов / В.В. Павлов, Л.В. Корнева, Л.А. Годик и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2008. – № 2. – С. 39-42.
2. Производство рельсов повышенной износостойкости / В.В. Павлов, Л.А. Годик, Л.В. Корнева и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2007. – № 10. – С. 35-47.
3. DIN 536-2-1974. Crane Rails, Type F (Flat); Dimensions, Static Values, Steel Grades, 1974. (German) P. 2.
4. Оценка эксплуатационной стойкости стальных валков по механическим свойствам / В.В. Саломыкин, Е.В. Сапрыкин, М.Н. Щелков и др. // Сталь – 2010. – № 2. – С. 46-47.
5. Совершенствование условий эксплуатации валков сортовых станков / И.С. Кузнецов, В.В. Саломыкин, Е.В. Сапрыкин и др. // Сталь. – 2007. – № 10. – С. 53-56.
6. Шварц Д.Л. Силовые воздействия при прокатке рельсового профиля в универсальном калибре / Д.Л. Шварц, В.А. Шилов // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2009. – № 11. – С. 25-29.
7. Гостев К.А. Влияние напряжений в прокатных валках на их эксплуатационную надежность // Сталь. – 2008. – № 11. – С. 78-86.
8. Хенрик Дья. FORGE 3 в моделировании процессов обработки давлением // Сучасні проблеми металургії. – 2002. – Т. 5. – С. 27-33.
9. Н. Dyja, O. Remez, S. Mroz, A. Samsonenko. Using software product FORGE3 for researching of the special steel broadening // Hutnik. Collection of science papers. – № 5. – 2010. – P. 225-227.
10. Users Guide, How to run Forge 3d, Transvalor S.A. – Sophi Antipolis, 2003.



УДК 621.771

Стасовский Ю.Н. /д.т.н./

Национальная металлургическая академия Украины

Производство проката в Украине: состояние, проблемы, перспективы

В статье рассмотрено современное состояние прокатного производства в Украине, в частности: география размещения основных предприятий и их техническая вооруженность, приведены реальные объемы производства, показан уровень физического износа основных производственных фондов, приведен анализ структуры производства и потребления прокатной продукции, освещен экспорт продукции. Приведены инновационно-инвестиционные проекты в прокатном производстве по основным предприятиям. Освещены проблемы в прокатном производстве с точки зрения ресурсосбережения и экологии, развития внутреннего рынка. Рассмотрены перспективные направления развития прокатного производства в Украине. Ил. 2. Табл. 1. Библиогр.: 6 назв.

Ключевые слова: прокатное производство, объемы производства, физический износ, структура производства, внутренний рынок, экспорт, импорт, инновационно-инвестиционные проекты, ресурсосбережение, экология, перспективы развития

In the article the modern state of rental production is considered in Ukraine, in particular: geography of placing of basic enterprises and their technical armed, the real production volumes over are brought, the level of physical wear of capital productive assets is shown, an analysis over of pattern of production and consumption of rental products is brought, the export of products is lighted up. Innovative-investment projects over are brought in a rental production on basic enterprises. Problems are lighted up in a rental production from the point of view of ресурсосбережения and ecology, internal market development. Perspective directions of development of rental production are considered in Ukraine.

Keywords: rental production, production volumes, physical wear, pattern of production, internal market, export, import, innovative-investment projects, ecology, prospects of development

Предисловие

Вступая в XXI век человечество наметило к реализации стратегическую долгосрочную программу своего развития: постоянная активизация *инновационных процессов* во всех сферах жизнедеятельности (в противовес жесточайшей конкуренции применение передовых, а зачастую высоких и наукоемких технологий по всей цепочке производственного цикла); совершенствование *структуры производства* (создание прогрессивной эколого-технологической модели производства); повышение *конкурентоспособности* на всех этапах воспроизводства (начиная от проектирования, производства продукта до его реализации за счет снижения цикличности производства и энергоемкости выпускаемой продукции).

Эти шаги уже наглядно проявляются в реальных действиях цивилизованных стран: практическое *разделение мира* на три группы стран по уровню развития, *интеграция* на новом более высоком качественном уровне с переходом в глобализацию, начало практического разрешения существующих серьезных *экологических* проблем.

Сегодня в мире производится более 1,4 млрд. т стали в год, свыше 90 % из них перерабатывается в металлопродукцию с применением процессов обработки металлов давлением (ОМД). Современные условия рынка предусматривают переход от ценовой конкуренции на мировых рынках к неценовым методам конкурентной борьбы на основе высокого качества, хорошего обслуживания, предоставления кредита и рассрочки платежей, надежности поставок. В этом предприятия-производители прокатной металлопродукции Украины в значительной мере уступают мировым лидерам.

Исходя из нынешнего положения Украины в мировом сообществе, следует отметить, что занимая 8-е место среди производителей стали, в стране отсутствует в полной мере или еще окончательно не сформировался один из важнейших в современных условиях решающий фактор конкурентоспособности – передовые технологии производства стали, проката.

В значительной степени Украина отстает от развитых стран по следующим направлениям: отсталость применяемых технологий, устаревшее действующее технологическое оборудование, высокая энергоёмкость проката, пренебрежение экологической безопасностью.

Состояние

Производство прокатной металлопродукции в Украине сосредоточено, в основном, в условиях специализированных интегрированных металлургических комбинатов и заводов. Территориально они расположены в крупных индустриально развитых регионах страны: Донецкой, Днепропетровской, Запорожской, Луганской областях. В последние годы и в других регионах страны уже функционируют и планируются к строительству в

© Стасовский Ю.Н., 2012 г.

ближайшее время небольшие современные предприятия (мини-заводы или мини-производства) по производству проката или для более глубокой его переработки. Металлургические предприятия являются градообразующими, при этом, задействуют значительные трудовые ресурсы собственно этих городов и близлежащих населенных пунктов. Это делает их работу решающим фактором социальной стабильности в этих индустриальных городах страны.

Строительство и развитие металлургических предприятий в Украине на протяжении 150 лет их истории способствовало образованию высших и среднетехнических учебных заведений в ряде крупных городов, что способствовало повышению интеллектуального уровня населения. Со временем в крупных городах появились научные центры – сеть научно-исследовательских и проектно-конструкторских институтов. Таким образом, в Украине образовался мощный научно-технический потенциал, способный решать различные по сложности задачи от фундаментальных исследований до прикладных задач. Известны на мировом уровне ряд научных школ в области ОМД: Днепропетровская, Донецкая, Харьковская, Киевская.

География производителей проката Украины [1]

Прокатное производство (около 43 % проката в Украине) в *Донецкой области* представлено:

- в ОАО «Макеевский МЗ» производят сортовой прокат (круг, квадрат, арматуру, угловую и полосовую сталь, швеллер, катанку), заготовку для переработки;
- в ОАО «Енакиевский МЗ» производят сортовой прокат (круг, квадрат, арматуру, угловую и полосовую сталь, и др.), заготовку для переработки;
- в ОАО «МК «Азовсталь» производят слябы, квадратную заготовку, толстолистовой и крупносортовый прокат, рельсы железнодорожные широкой и узкой колеи и др.;
- в ЗАО «Донецксталь» - МЗ производят толстолистовой прокат;
- в ОАО «ММК им. Ильича» производят слябы, горяче- и холоднокатаный лист, оцинкованный лист;
- в ЗАО «Донецкий электрометаллургический завод» (бывший «Миниметаллургический завод «ИСТИЛ-Украина» производят крупносортовую сталь, трубную и квадратную заготовку;
- в ОАО «Донецкий металлопрокатный завод» производят сортовой прокат;
- в ОАО «Артёмовский завод по обработке цветных металлов» производят прокат из меди и сплавов на её основе (лист, полосу, прутки, проволоку и др.).

Прокатное производство (около 35 % проката в Украине) в *Днепропетровской области* представлено:

- в ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» производственные мощности представлены 2 блюмингами с непрерывным заготовочным станом общей мощностью 7,0 млн. т в год, 5-ю мелкосортными станами (МС 250-1, МС 250-5), мелкосортно-проволочным станом 250/150 и 2-я проволочными станами ПС «150-1» и ПС «250-3». Все станы в нормальном техническом состоянии;
- в ОАО «ДМК им. Дзержинского» работают 2 блюминга «1150» и «1050», заготовочный стан «900/750», рельсобалочный стан «900», крупносортовый стан «500», среднесортный стан «350», осепрокатный стан «250» и универсальный стан «1200». Все станы нуждаются в модернизации;
- в ОАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» эксплуатируется крупносортовый стан «550», рельсобалочный стан «800» и листопрокатный стан «3000», который по техническому состоянию реконструкции не подлежит и подлежит выводу из эксплуатации.

Прокатное производство в *Запорожской области* представлено:

- в ОАО «МК «Запорожсталь» работают для производства: полупродукта (сляба) - слябинг «1150»; для горячей прокатки тонкого листа в листах и рулонах - непрерывный тонколистовой стан «1680»; для изготовления более 500 сортовых (уголки, швеллеры) и специальных фасонных профилируемых - 3 профилигибочных агрегата; для производства холоднокатаного листа, полосы и ленты - непрерывный четырехклетевой стан «1680», 2 одноклетевых реверсивных стана «1680» и «1200», 20-тивалковый стан «1700», 2 непрерывных узкополосных четырехклетевых стана «450» и «650» и др.; для производства крупногабаритного холоднокатаного листа – стан «2800»;
- в ОАО «Электрометаллургический завод «Днепрспецсталь» производят сортовой прокат из нержавеющей стали и др.

Прокатное производство в *Луганской области* представлено:

- в ОАО «Алчевский МК» работает, в частности, толстолистовой стан «3000» (запущен сравнительно недавно после коренной реконструкции стана «2800»); на предприятии производят слябы, квадратную заготовку, толстолистовую сталь, сортовой прокат и др.

Реальные объемы производства

Металлургические комбинаты «АрселорМиттал Кривой Рог», «Запорожсталь», «Азовсталь», «ММК им. Ильича», Алчевский и заводы Днепропетровский и Макеевский — это наиболее крупные производители стального проката. «АрселорМиттал Кривой Рог» являлся монополистом в производстве мелкосортного проката (60 %), велика его доля (46,2 %) и в производстве катанки, предприятие выпускает сортовой прокат для нужд украинских метизных производств.

Макеевский и Днепропетровский заводы были лидерами в производстве среднесортного проката (40,1 % и 37,9 %, соответственно). «Запорожсталь» являлся полным (100 %) монополистом в выпуске жести. В про-

изготовлении стального листа ведущие позиции оставались у «Запорожстали» (41,7 %) и у «Азовстали» (18,5 %).

По данным Государственной службы статистики (Госстат) в Украине производство проката черных металлов за 12 месяцев 2011 г. по сравнению с аналогичным периодом 2010 г. выросло на 10,9 % - до 19,51 млн. т. В 2010 г. объем производства полуфабрикатов - 15,848 млн. т (+8,6 %), а готового проката черных металлов составил 17,549 млн. т (+9,2 %).

В Украине наблюдается повышение производства готового проката. По прогнозам объединения металлургических предприятий «Металлургпром», металлурги Украины произведут 25,1 млн. т готового проката в 2012 г.

В январе 2012 г. украинские металлургические предприятия сохранили производство готового проката на уровне в 2,486 млн. т.

Состояние и использование основных фондов

По объему производства проката и наличию соответствующих мощностей Украина находится в десятке ведущих металлургических государств. В настоящее время на металлургических предприятиях Украины эксплуатируются: 11 блюмингов и слябингов, 6 заготовочных станков, 1 трубозаготовочный стан, 3 рельсобалочных стана, 5 крупносортовых и 12 среднесортовых станков, 13 мелкосортовых и проволочных станков, 6 толстолистовых станков горячей прокатки, 2 непрерывных тонколистовых стана горячей прокатки, 2 цеха холодной прокатки (непрерывные, одноклетевые станы, 20-ти валковый стан, станы для прокатки жести; оборудование для выпуска: оцинкованного листового проката, гнутых профилей, проката из нержавеющей марки стали) [1].

Степень износа основных производственных фондов (ОПФ) *обжимного производства* составляет от 59 до 96 %. Основным периодом ввода мощностей обжимного производства относят на 50-е гг. XX века, хотя первый в Украине блюминг был запущен на Макеевском МЗ в 1933 г., а последний - в 1964 г. на МК «Криворожсталь». Несмотря на проведение ремонтов различных уровней на протяжении всего периода использования технический уровень оборудования ниже мирового уровня. Спасает положение только конъюнктура внешнего рынка и удовлетворительное физическое состояние агрегатов.

Ввод *сортпрокатных станков* в Украине в основном относится на 60-70-е годы XX века. Уровень физического износа в пределах 29-90 %. С учетом ввода в эксплуатацию новых и реконструкции действующих мощностей (например, проволочный стан «150» Макеевского МК, станы «150-1», «250/150-6» и проволочный стан «250-3» в условиях КМК «Криворожсталь», сортпрокатный стан «370/500» Донецкого металлопрокатного завода и др.) их поддержание в сравнительно неплохом физическом состоянии за счет капитальных ремонтов с элементами модернизации, на сегодня оборудование еще способно производить продукцию требуемого качества. Уровень использования мощностей составляет в среднем на уровне 77,8 %, а некоторые предприятия на уровне не более 20 %. Общая производственная мощность сортпрокатных станков ориентировочно составляет 17,7 млн. т в год. Из них мощность рельсобалочных станков составляет 3,2 млн. т, а проволочных 3 млн. т. Производственная мощность мелкосортнопроволочного стана ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» составляет 350 тыс. т.

Основные мощности листопрокатного производства в Украине введены в эксплуатацию в 60-70-е гг. XX века (за исключением: в 1947 г. введены в эксплуатацию стан «3000» ДМЗ им. Петровского и реверсивный стан холодной прокатки «1680» МК «Запорожсталь»; в 1973 г. и 1985 г. соответственно введены стан «3600» МК «Азовсталь» и стан «3000» ММК им. Ильича, которые пока отвечают современным требованиям) и уступают современным зарубежным аналогам и, благодаря проведению капитальных ремонтов и частичной модернизации, пока в состоянии обеспечивать выпуск продукции отвечающей действующим стандартам.

Мощности металлургии Украины рассчитаны на производство 45 млн. т стали, но загружены они на 69,5 %. Среднемировые показатели колеблются в пределах 83-90 %, отличаясь по странам, в частности, в США - 83 %, ЕС - 81, Польша - 76,5, КНР - 90 %. Производители стремятся увеличить загруженность производственных мощностей с целью экономизации их использования. В Украине этот показатель значительно ниже оптимального, что повышает себестоимость продукции и, соответственно, снижает ее конкурентоспособность [2].

Структура производства и потребления прокатной продукции в Украине

Производство металлопроката в Украине (рис. 1 - данные UGMK.INFO, Киев) [3], в основном ориентировано на зарубежного потребителя - потребности внутреннего рынка сбыта составляют немногим больше 1/4 от всех объемов производства. В период экономического кризиса Украина вынуждена снизила экспортные показатели с связи со снижением объемов производства (млн. т): 2007 г. 28,2; 2008 г. 26,3; 2009 г. 22,5; 2010 г. 23,8.

Отечественный металлопрокат, потерявший частично рынки сбыта, уже не сумеет завоевать прежние позиции, и поиск рынков сбыта является на сегодня для украинской металлургии проблемой не менее актуальной, чем наращивание объемов производства. Экспорт сортового и длинномерного проката сократился в 2011 г. почти на 90 тыс. т, при этом реальные убытки составили порядка 55 млн. долл. На строительство под Евро-2012 планируется использовать около 1,2 млн. т отечественного проката.

Беря за основу производство проката в Украине в январе 2012 г. можно представить для анализа структуру его производства следующим образом, %: Метинвест - 40; ИСД - 23,2; Арселор Миттал - 18,9; Запорожсталь - 10,5; Мечел - 2,37; ЕВРАЗ - 2,37; Донецксталь - 0,004; Приват - 0,9; другие - 2,29. По конкретным крупным предприятиям, тыс. т: АрселорМиттал Кривой Рог - 472; ММК им. Ильича - 352; Ена-

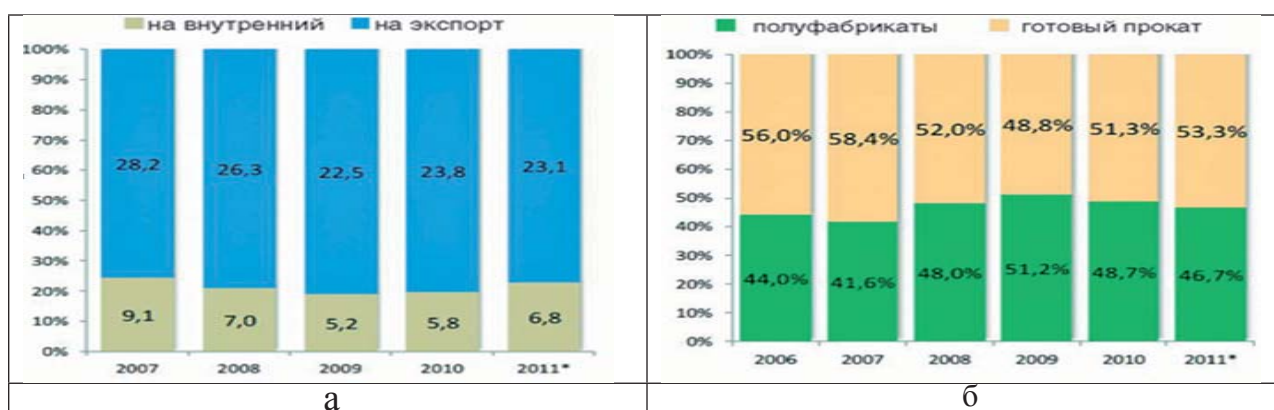


Рис. 1. Структура размещения проката в Украине: а – экспорт/внутренний рынок; б – полуфабрикаты/ готовый прокат

киевский МЗ – 237; Азовсталь – 388; Алчевский МК – 281; ДМКД – 296; Запорожсталь – 263; Донецкий ЭМЗ – 59; ДМЗ им. Петровского – 59; Донецкий МЗ – 1; Днепропетросталь – 23. Всего – 2,486 млн. т.

Экспорт

Согласно данным Кабинета министров Украины, в 2011 г. украинские металлурги поставили на внешние рынки 24,138 млн. т металлопродукции, что на 1,7 % превышает показатель 2010 г. [3]. В структуре экспорта по-прежнему составляют значительную долю полуфабрикаты 39,3 %, в т.ч. слябы – 23,1 %, квадратная заготовка – 16,2 %; квадратная заготовка – 3,91 млн. т (2010 г. – 5,885 млн. т), слябы – 5,57 млн. т (2010 г. – 5,48 млн. т); катанка – 1,676 млн. т (2010 г. – 1,93 млн. т), арматура – 2,247 млн. т (2010 г. – 2,421 млн. т), плоский прокат – 7,516 млн. т (2010 г. – 6,481 млн. т).

Ресурсосбережение и экология

УкрГНТЦ «Энергосталь» совместно с Объединением «Металлургпром» по заказу Министерства промышленной политики Украины разработал «Галузеву Програму енергоефективності та енергозбереження на період до 2017 року». В данной Программе специалистами Центра выполнена оценка снижения выбросов парниковых газов (ПГ) за счет внедрения энергосберегающих мероприятий на предприятиях ГМК Украины. Динамика объемов выбросов ПГ приведена на рис. 2.

Инновационно-инвестиционные процессы и промышленная политика государства

С момента обретения Украиной независимости инвестиции в модернизацию производства прокатной продукции застопорились надолго. И только благодаря промышленной политике начать их удалось только после старта эксперимента в горно-металлургическом комплексе (ГМК) в середине 1999 г. когда металлургические предприятия получили налоговые льготы. По данным объединения «Металлургпром», предприятия смогли дополнительно направить на техническое перевооружение более 1 млрд. грн., что составило небольшую долю необходимых на тот период инвестиций, учитывая масштабы отрасли и потребность в тотальной реконструкции предприятий с технологиями 1930–1960-х гг. В 2000-х гг. на металлургических предприятиях была проведена частичная реконструкция, в тот период собственники сделали акцент на внедрении технологий непрерывной разливки и внепечной обработки стали. Такие проекты были реализованы на Енакиевском МЗ, МК «Азовсталь», ММК им. Ильича. Корпорация «ИСД» вложила в реконструкцию Алчевского МК несколько миллиардов долларов, фактически построив новое предприятие. В Украине появились новые производства: в середине 2000-х годов практически с нуля было сооружено несколько небольших (мощностью менее 0,5 млн. т стали в год) электрометаллургических заводов, в частности, «Электросталь» и «АзовЭлектроСталь» (Донецкая обл.), «ТСА-Стил Групп» (Днепропетровская обл.). С началом кризиса в 2008 г. начали массово выводить из эксплуатации энергозатратные мартеновские печи (Макеевский МК, МК «Азовсталь», Алчевский МК, частично ММК им. Ильича и «Донецксталь-МЗ»). В итоге в 2010 г., по данным объединения «Металлургпром», в Украине было произведено 32,7 млн. т стали, и в дальнейшем вряд ли стоит ожидать существенного увеличения выплавки. При этом прокатный передел остался на уровне второй половины XX века, и сегодня готовый прокат вызывает серьезные нарекания у потребителей. Как следствие, около 50 % в товарной структуре экспорта металлопродукции занимают полуфабрикаты [4].

Как бы *второй волной* является ряд инвестиционных проектов, продекларированных владельцами пред-

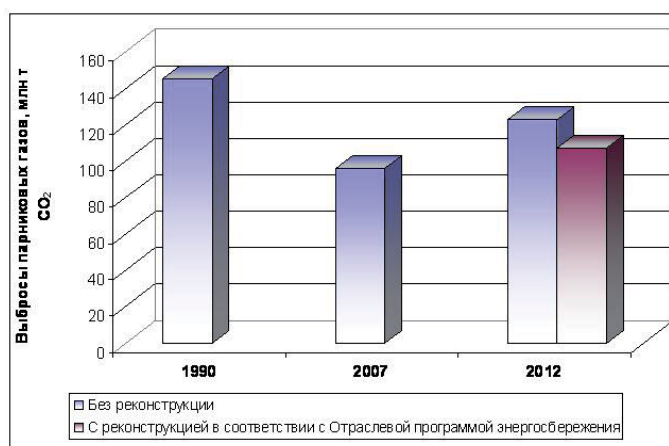


Рис. 2. Динамика выбросов парниковых газов на предприятиях ГМК Украины

приятный к реализации.

Так, «Метинвест» приступил к активной фазе реализации проекта по реконструкции участка толстолистового стана «3600» МК «Азовсталь» с последующим вводом в эксплуатацию комплекса оборудования для производства высокопрочного листового проката из стали категорий прочности X80 и X90. Общая сумма капиталовложений в проект в рамках долгосрочной программы модернизации и реконструкции предприятий группы «Метинвест» составит около \$63 млн., при этом сумма подписанного между МК «Азовсталь» и компанией «SMS-Siemag» контракта - около \$20 млн. Контракт предполагает поставку и монтаж технологического комплекса оборудования в составе ролико-правильной машины, толщиномера, системы автоматического прослеживания металла для реконструкции участка стана «3600» в толстолистовом цехе и монтаж ранее приобретенной установки контролируемого охлаждения и системы водоподготовки.

ОАО «Запорожсталь» предложен проект стоимостью \$1,1 млрд., рассчитанный до 2012 г. После завершения второй очереди строительства комбинат будет обладать тремя новыми конвертерами в комплекте с тремя МНЛЗ и тремя установками печь-ковш совокупной производительностью 4,5-4,7 млн. т стали в год. Одновременно в 2012 г. должна завершиться реконструкция цеха холодной прокатки, итогом которой будет кардинальное повышение качества изготавливаемой продукции. При этом уделяется повышенное внимание выпуску высококачественной стали, которая может быть использована, в частности, автомобильной промышленностью. Комбинат в перспективе планирует увеличить поставки своей продукции на внутренний рынок и довести их до 80 %. Ныне доля внутреннего рынка в поставках предприятия составляет около 56 %.

Корпорацией «Индустриальный союз Донбасса» для ОАО «ДМК им. Дзержинского» разработана инвестиционная программа развития предприятия с объемом финансирования €1млрд., которая утверждена в марте 2006 г. В отношении прокатного передела, следует отметить, что износ основных фондов достигает 75-85 %. Планируется вывод из эксплуатации блюминга «1050», рельсобалочного стана и заготовочной клетки. При вводе 3-1 МНЛЗ для производства сортовых круглых заготовок будут выведены блюминг «1150» и трубозаготовочный стан. Также будет проведен комплекс работ по расширению сортамента стана «350» и увеличения объемов осепрокатного стана с оснащением современным обточным и торцефрезерным оборудованием и средствами дефектоскопии. ДМКД после пуска новой машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ № 3) планирует возобновить проект реконструкции сортопрокатного цеха, первый этап реконструкции — строительство мелко-сортного стана 200/400. Кроме того, ДМКД выполнил в осепрокатном цехе капитальный ремонт стана «250» по производству горячекатаной осевой заготовки. В ходе капремонта было отремонтировано, в том числе, оборудование прокатной клетки стана, оборудование транспортной телеги, восстановлены несущие конструкции на участке пил горячей резки, восстановлено оборудование холодильников, на участке отделки полностью заменены крановые троллеи. Также выполнены работы на загрузочном устройстве перед станом с заменой рельс, реконструирована система смыва окалины, что позволило повысить ее эффективность. На печи нагрева были заменены огнеупорная футеровка рабочего слоя, заменено бортовое литье, а также установлены более экономичные и экологически чистые газовые горелки. Выполнен ремонт и замена оборудования и деталей машины загрузки и выгрузки на обеих печах, проведены ревизия и ремонт всех электродвигателей агрегата.

ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог». Компания Dastur Engineering International (Германия) разработала концепцию обеспечения ежегодного производства стали 12 млн. т до 2010 г., которой предусматривается закрытие действующего мартеновского цеха и строительство нового конвертерного цеха мощностью 5,2 млн. т стали с двумя 330-т конвертерами с системой газоочистки и утилизации газов, также будут построены 2 двух-ручьевые машины непрерывной разливки слабов. Dastur предлагает подвергнуть модернизации действующий конвертерный цех, в частности оборудовать его МНЛЗ, мощность цеха должна возрасти до 6,8 млн. т стали в год. В доменном производстве предлагается внедрить установки вдувания пылеугольного топлива. Одним из ключевых пунктов концепции, является строительство стана горячекатаных рулонов годовой производительностью в 1 млн. т. В 2007 г. в сортопрокатном цехе № 2 налажено производство арматуры с профилем 16 мм, в ходе которого начато применение технологии антикоррозийного покрытия состава «Металанткор».

По данным ОП «Металлургпром», за 10 лет (в период 2000-2010 гг.) средний объем инвестиций в черную металлургию Украины составил \$24 на 1 т произведенной стали (суммарно \$8,7 млрд. за этот период). Для сравнения – российские металлурги (где износ оборудования в среднем по отрасли ниже, чем в Украине – 43 % против 70 %) вкладывали \$57/т (всего \$37 млрд.).

Освоение инвестиций металлургическими предприятиями ОП «Металлургпром», млрд. грн.:

2000 г.	2001 г.	2002 г.	2003 г.	2004 г.	2005 г.	2006 г.	2007 г.	2008 г.	2009 г.	2010 г.
1,747	1,505	1,225	2,119	2,94	4,92	6,40	1,036	8,44	4,92	4,476

Следует отметить, что в докризисных 2007 и 2008 гг. совокупный объем инвестиций в производстве составил \$2,1 млрд. и \$1,7 млрд. соответственно (причем большая часть этих средств была вложена только корпорацией «ИСД»), или около \$45 в пересчете на тонну годовой выплавки стали. Для сравнения, российские металлурги в те же годы инвестировали \$55 на тонну производства – при том, что большинство российских предприятий находились уже на завершающей стадии модернизации. Существенное замедление привлечения инвестиций за последние 4 года не только усугубило техническое отставание украинской металлургии, но и при-

Таблица. Крупнейшие инвестиционные проекты в прокатном производстве и производстве заготовки в черной металлургии Украины за 2011 г.

Компания	Инвестиционный проект	Объем инвестиций, \$ млн.
Корпорация «ИНТЕРПАЙП»	Строительство ЭСПК «Днепросталь» мощностью 1,32 млн. т	700
ММК им. Ильича	Капитальный ремонт листопрокатного стана «1700» и слябинга «1150»	н/д
МК «Азовсталь»	Капитальный ремонт листопрокатного стана «3600» с монтажом установки контролируемого охлаждения проката и роликовой правильной машины	50
«ArcelorMittal Кривой Рог»	Строительство МНЛЗ и установки «печь-ковш» мощностью 1,2 млн. т	242
ДМКД	Строительство МНЛЗ № 3 мощностью 1,4 млн. т и установки «печь-ковш» № 2 мощностью 2,3 млн. т	Всего 75

вело к увеличению количества аварийных ситуаций.

Для того, чтобы подтянуть отечественную металлургию хотя бы до уровня российской, по оценке BG Capital, объем инвестиций должен составлять не менее \$25 млрд. – и это только для шести крупнейших украинских предприятий: меткомбинатов «АрселорМиттал Кривой Рог», ММК им. Ильича, «Азовстали», «Запорожстали», Алчевского МК и Енакиевского МЗ.

В 2011 г. капитальные инвестиции (CAPEX, capital expenditures) в отрасли составили, по оценочным данным, порядка 6 млрд. грн. Это на треть выше уровня 2010 г., по итогам которого зафиксирован антирекорд по инвестициям (2010 г. – 4,5 млрд. грн., или всего \$550 млн.), но все еще существенно ниже докризисных показателей (рекорд 2007 г. – \$2 млрд.). В 2011 г. инвестиции в отрасли на 1 т стали составили \$21 по сравнению с \$17 в 2010 г. Лидерство по объему вложений уже традиционно сохраняют за собой ведущие компании – «Метинвест Холдинг», «ArcelorMittal Кривой Рог». В 2012 г. инвестиции украинских металлургов вырастут только в случае начала реализации крупных проектов строительства новых мощностей на «Запорожстали» и «Донецкстали» [5].

Для «ArcelorMittal Кривой Рог» проектом текущего года является завершение строительства первой на предприятии МНЛЗ мощностью 1,2 млн. т заготовки в год. Запуск агрегата в промышленную эксплуатацию намечен на март 2012 г. В комплексе с МНЛЗ будет работать новая установка внепечной обработки стали [5].

Капитальные расходы группы «Метинвест» в 1-м полугодии 2011 г. выросли и составили \$559 млн. Инвестиции в дивизионе стали и проката составили 31,3 %. Среди ключевых проектов года стало завершение строительства установки ускоренного охлаждения толстолистного стана «Азовстали». Капитальные вложения группы «Метинвест» составили (\$ млн.): 2007 г. – 493; 2008 г. – 679; 2009 г. – 324; 2010 г. – 582; 2011 (оценка) – 900 [5].

«Запорожсталь», одним из акционеров которого (по официальным данным 25 %) является «Метинвест», в 2011 г. инвестировал в техперевооружение около 480 млн. грн., что ниже уровня 2010 г. (600 млн. грн.). Основные проекты – ремонт слябинга «1150» и непрерывного тонколистного стана «1680» и др. Из-за отсутствия источников финансирования и затянувшейся смены акционеров предприятие уже в течение нескольких лет не может приступить к реализации инвестиционной программы по переходу с мартеновского на конвертерное производство [5].

В 2011 г., по предварительным оценкам (CAPEX) инвестиции корпорации «Индустриальный союз Донбасса» по Алчевскому МК и ДМКД составили порядка \$450 млн. Ключевые проекты – ввод в эксплуатацию новой МНЛЗ № 3 и завершение работ по сооружению установки «печь-ковш» № 2 и др. В перспективе Алчевского МК – строительство еще одной установки «печь-ковш» и сортовой МНЛЗ к двум существующим на предприятии слябовым МНЛЗ. В 2012 г. инвестпрограмма ДМКД предусматривает вывод на полную мощность установки «печь-ковш» №2, пуск стана «400x200» и др. [5].

Инвествложения группы «Evraz Group-Украина» в ПАО «Днепропетровский металлургический завод им. Петровского» сконцентрированы на поддерживающих ремонтах. Анонсированная группой Evraz инвестпрограмма так и не была представлена, среднегодовые вложения по этому предприятию не превышают 20 млн. грн., а по вложениям на 1 т стали находится на одном из последних мест в отрасли. В 2011 г. предприятие провело текущие ремонты ДП № 3 и ДП № 2, плановые ремонты в кислородно-конвертерном цехе и прокатных цехах. Уровень инвестиций по предприятию составил (млн. грн.): 2004 г. 68,6; 2005 г. 15,3; 2006 г. 15; 2007 г. 20; 2008 г. 22; 2009 г. 12; 2010 г. 16,2; 2011 г. 25 [5].

В группе «Донецксталь» оценочный объем инвестиций в 2011 г. составил до 100 млн. грн. Большая часть вложена в ремонт стана «2300». В минувшем году в рамках этой программы велись только подготовительные работы (залитка бетона, монтаж металлоконструкций). Напомним, что уже в течение 3 лет «Донецксталь» не может приступить к строительству нового сталеплавильного комплекса в составе 150-т электродуговой печи, слябовой МНЛЗ мощностью 1,5 млн. т/год и вакууматора (1-я очередь реконструкции). В 2012 г., согласно договоренности региональной властью группа «Донецксталь» обязалась вывести из эксплуатации оставшиеся мартеновские печи [5].

Одним из крупнейших инвестиционных проектов 2011 г. в ГМК Украины стало завершение *корпорацией «Интерпайп»* строительства электросталеплавильного комплекса «Днепросталь». Данный проект предусматривал объем вложений более \$700 млн., при этом производство строилось «с нуля». Запуск электросталеплавильного комплекса мощностью 1,32 млн. т состоялся 12 января 2012 г., что позволит корпорации «Интерпайп» обеспечить заготовкой производство труб на своих предприятиях. Ввод завода в промышленную эксплуатацию запланирован на проектную мощность – в 2014 г., параллельно с этим будет остановлено мартеновское производство [5].

В таблице представлены крупнейшие инвестиционные проекты в прокатном производстве и производстве заготовки в черной металлургии Украины за 2011 г. [5].

Проблемы

В большинстве своем прокатное производство Украины имеет *структурное несовершенство и технологическое отставание, неудовлетворительное техническое состояние* большинства основных производственных фондов, *недостаточное развитие внутреннего рынка* потребления металлопродукции и зависимость от конъюнктуры мирового рынка стали, тенденций глобализации мировой экономики и др.

Отрасль в Украине *экспортноориентирована*. При экспорте 1 млн. т проката из страны за рубеж вывозится около 1,5 млн. т у.т., в т.ч. 330 млн. м³ природного газа, который существенно сказывается как на конкурентоспособности продукции, так и на энергетическом балансе всего хозяйственного комплекса Украины.

По *энергоёмкости* на металлургических заводах производство проката на 2-м месте – почти 150 кг у.т./т проката (1-е место: доменное производство – 600-700 кг у.т./т чугуна; 3-е место: мартеновское производство – 120 кг у.т./т стали). Доля природного газа в расходах топлива составляет при производстве проката до 45 % (при производстве чугуна – до 18 %; при мартеновском производстве стали до 78 %).

В черной металлургии прокатное производство (четвертый передел) завершает стадию переработки металла и является *основным потребителем* энергетических ресурсов: *газа* (природного, доменного) и *электроэнергии*, а также представляет собой источник *загрязнения окружающей среды*.

С середины 70-х гг. XX века, когда после израильско-арабских войн и связанного с ними мирового энергетического кризиса человечество впервые столкнулось с проблемой энергосбережения, надлежащие выводы сделаны не были. Для сравнения, динамика уменьшения энергоёмкости ВВП в течение 1975-1990 гг. составляла: США – 46 %, Япония – 35 %, СССР – 16 %. В отличие от стран Запада, где энергосбережение – элемент экономической и экологической целесообразности, для Украины это вопрос выживания, поскольку до сих пор не решены проблемы сбалансированного платежеспособного потребления – как внутреннего, так и по импорту – энергоресурсов. С точки зрения энергосбережения – именно в этом коренное отличие ситуации в нашем государстве и развитых странах. В связи с кризисными явлениями в экономике и дезорганизацией производства в первой половине 90-х XX века доля энергоресурсов в цене проката достигала 60 %, в то время как в развитых странах – лишь 18-25%. Вследствие чего черная металлургия работала убыточно [6].

Использование природного газа в ГМК Украины в общих затратах энергоресурсов составляет: доменное производство – 18 %, мартеновское производство стали – 78 %, прокатное производство – 45 %, МНЛЗ – 0,5%, производство сортового проката – 15 %, производство горячекатаного листа – 9,5 %, производство холоднокатаного листа – 3,5 %.

В мире признано, что Украина принадлежит к *экологически загрязненным странам*. К наиболее техногенно загрязненным регионам в Украине относятся Донбасс, Кривбасс, Приднепровье. Среди населенных пунктов страны, как и раньше, наибольшую антропогенную нагрузку (более 100 тыс. т) получила атмосфера Днепропетровска, Днепродзержинска, Кривого Рога, Донецка, Мариуполя, Макеевки, Алчевска, Луганска.

Таким образом, перед украинскими предприятиями остро стоит проблема *экологической модернизации производства*.

Основными причинами отрицательного влияния на окружающую среду являются: добыча полезных ископаемых, складирование больших объемов отходов, сброс сточных вод, выбросы в атмосферу. Решить эти проблемы возможно за счет привлечения значительных инвестиций в разработку и внедрение новых технологий: безотходного и малоотходного производства, строительства очистительных сооружений, газо- и пылеулавливателей, фильтров и т.п.

В то же время в Европе, Японии, Китае, США имеют место примеры полной экологической безопасности металлургических предприятий.

Ситуация на *внутреннем рынке* металлоторговли сейчас напоминает броуновское движение. *Рынок неорганизован*, правила поведения на нем отсутствуют, как и отсутствует консолидация его украинских игроков, интерес к внутреннему рынку со стороны отечественных производителей невысокий. И как результат всего этого из года в год наблюдается все большее поступление импорта внутрь Украины. Причем не только легального. К примеру, около 90% металлопроката попадает в Украину через теневые схемы.

Описанные выше явления на внутреннем рынке в Украине связаны с тем, что в Украине отсутствует, в отличие от развитых стран, система защиты внутреннего рынка и отстаивания интересов отечественных производителей проката на мировых рынках.

Мировая система лоббирования интересов промышленности представляет собой сложную структуру, в

центре которой находится Международный институт чугуна и стали. Система защиты внутреннего рынка и лоббирование интересов металлургических компаний Западной Европы существует уже как минимум полвека. За это время было создано множество ассоциаций, которые с успехом обеспечивают благоприятную среду для развития европейской металлургии. Сложившийся механизм позволяет металлопроизводителям ЕС выходить победителями в большинстве торговых противостояний с импортерами. Вторым по степени влиятельности принято считать Европейскую конфедерацию чугуна и стали (Eurofer), являющуюся членом Международного института. Эта организация была создана в 1976 г. С момента создания Eurofer проводит ежегодные конференции (Fine Steel Conference), на которых топ-менеджеры ведущих европейских меткомпаний и руководители национальных ассоциаций обсуждают ключевые для металлургии вопросы..

Перспективы

Перспективные направления развития прокатного производства определены в Государственной программе развития и реформирования ГМК Украины до 2011 г. Эта Программа, в частности, предусматривала принятие неотложных мер, направленных на определение основных направлений развития отрасли и координации деятельности предприятий, внесение изменений и корректив в отраслевую инновационную и амортизационную политику.

Прогнозируется рост объемов потребления металлопродукции за счет усиления деловой активности в строительстве, машиностроении, в частности, в сельскохозяйственном, судостроительном и энергетическом, которые характеризуются высоким удельным потреблением проката. Это позволит до 2011 г. увеличить внутреннее потребление проката до 39,3 %, а экспорт снизится почти до 60 %. На внутреннем рынке Украины, по прогнозам, к 2015 г. объем металлопроката увеличится на 21,5 млн. т.

При этом, рынки сбыта украинского проката – страны СНГ, Ближнего Востока, Юго-Восточной Азии сохраняют доминирующее положение. Для украинских меткомбинатов российский рынок является одним из приоритетных. Значительная часть украинской металлопродукции реализуется в Российской Федерации. В 2005 г. общий объем экспорта металлопродукции в РФ составил свыше 3 млн. т на сумму около \$1,8 млрд. Согласно данным статистики, в общем объеме украинского экспорта проката доля поставок в Россию за последние 4 года составляет в среднем 7,1 %. В целом, сейчас РФ входит в число пяти регионов мира, торговля с которыми имеет приоритетный характер. Доля Европы в общем объеме экспорта металлопроката из Украины – 20 % (в т.ч., доля ЕС – 14 %), Азии – также около 20 %, Африки – почти 11 %, а основным регионом сбыта нашего металла остается Ближний Восток, на который приходится 34 % всех поставок. С точки зрения товарной структуры экспорта, то основными позициями торговли являются сортовой прокат (свыше 20 %), горячекатаный средний лист и плита (12 %), горячекатаный рулон (11 %), прокат из легированной стали (до 17 %), холоднокатаный рулон (до 13 %), арматура (5 %) и оцинкованный прокат (6 %). Практически не поставляются в Россию полуфабрикаты (заготовка, сляб). В целом, на рынке РФ, украинский прокат занимает около 7%. Основные поставщики металлопроката из Украины в РФ: сортовой прокат («Азовсталь», Алчевский и Днепровский МК, Евраз-ДМЗ им. Петровского, Енакиевский МЗ), арматура («АрселорМиттал Кривой Рог»), горяче- и холоднокатаный плоский прокат (ММК им. Ильича, «Запорожсталь»), толстолистовой прокат (ММК им. Ильича, Алчевский МК, «Азовсталь»), оцинкованный прокат (ММК им. Ильича), нержавеющий сортовой прокат («Днепрспецсталь»).

Экспорт в страны ЕС, США, Канаду будет проблематичным по причине жесткой конкуренции со стороны мировых производителей стали.

В тоже время Россия является одним из крупнейших поставщиков стального проката на украинский рынок. В целом, из стран СНГ в нашу страну ввозится свыше 700 тыс. т продукции, из которых почти 90 % приходится на РФ. Наибольшие поставки в Украину традиционно отмечаются по таким товарным позициям как длинномерный прокат, горяче- и холоднокатаный плоский прокат, плоский прокат с покрытиями (оцинкованный и окрашенный), жель, листовой прокат из нержавеющей (легированной) стали.

В случае увеличения использования производственных мощностей в среднем до 93-95 % производство проката в Украине до 2012 г. достигнет почти 33,5-33,7 млн. т.

С целью достижения намеченных в Государственной программе развития отрасли ориентиров необходимо решить комплекс конкретных мероприятий в прокатном производстве, которые должны предусматривать: вывод с эксплуатации устаревших и излишних прокатных станков; улучшение качества продукции, совершенствование его сортамента, повышения конкурентоспособности, создание гибких малотоннажных металлургических производств конечной продукции; модернизация основного и вспомогательного оборудования прокатных цехов, повышение технического уровня механизмов и оборудования, автоматизация технологических процессов; снижение сырьевых и энергетических расходов в результате использования ресурсосберегающих технологий и технологий непрерывной разливки, оптимизации температурно-деформационных режимов процессов ОМД, снижение расходных коэффициентов производства; активное использование: процессов термического и термомеханического упрочнения проката широкого сортамента, микролегированных и низколегируемых марок стали, а также специально легированных и наноструктурных, тепла прокатного нагрева и агрегатов термоулучшения; создание прокатно-литейных модулей; создание интегрированных линий основанных на деформационно-термической обработке специальных сталей; увеличение в сортаменте металлопроката вы-

сокой степени готовности, в том числе металлопроката с покрытиями; модернизация энергоёмкого печного хозяйства прокатных станов, уменьшение количества окалины и обезуглероживания; широкое применение методов неразрушающего контроля качества, в первую очередь, на толстолистовых станах, автоматизированной маркировки, различных установок пакетирования готового проката и консервирующих покрытий; повышение износостойкости прокатных валков и другого деформирующего инструмента; развитие производства высококачественной тонколистовой стали, в частности, автолистовой, с цинковым и полимерным покрытием; развитие производства жести с электролитическим оловянным покрытием и др.

Можно назвать несколько *основополагающих направлений развития прокатного производства в Украине*. Наверное, можно было в Украине по примеру ЕС взять курс на более резкое сокращение производства. Однако, целесообразно ориентироваться на более «мягкую» промышленную политику, направленную на постепенную, тщательно продуманную адаптацию структуры прокатного производства к новым условиям, вытекающую из логики и потребностей структурной реорганизации всей экономики страны, начиная с системы образования, взаимоотношения государства и бизнеса и образа жизни населения.

На основе проведенного анализа реального положения прокатного производства в Украине могут быть предложены к реализации с целью повышения его конкурентоспособности в условиях Украины *несколько аспектов*, которые были успешно реализованы в свое время в «японской» модели развития:

1. Переход от *ценовой конкуренции* на мировых рынках к *неценовым методам конкурентной борьбы* на основе высокого качества, хорошего обслуживания, предоставления кредита и рассрочки платежей, надежности поставок. Это в значительной мере повысит: уровень оплаты труда, престиж профессии и привлечет свежие трудовые ресурсы на предприятия подотрасли.

2. Ускорение автоматизации производства с целью снижения издержек в условиях обострения конкуренции. Сравнительно высокий технологический уровень производства (большая доля непрерывных установок, высокая концентрация и комбинирование, унификация многих видов металлопродукции) обеспечат хорошие предпосылки для широкого использования автоматических систем контроля и управления.

3. Необходимо реально учитывать высокие темпы интернационализации (глобализации) металлургических корпораций, что в целом совпадает с общим вектором развития мирового хозяйства.

4. «Излишние» производственные мощности в черной металлургии необходимо рационализировать.

5. Заимствуя и совершенствуя зарубежную передовую технологию, можно не только достичь мирового технического уровня, но и создать мощные заделы на международном рынке технологий будущего. Необходимо интенсивно развивать *фундаментальные исследования* (в первую очередь, разработку и освоение «нанотехнологий» и «наноматериалов»). Этот процесс необходимо форсировать, т.к. уже «потеряно» много времени. Великие экономические державы - Великобритания, Германия, США – последовательно вырвались вперед, будучи новаторами в области научно-технического прогресса. Только Японии удалось догнать и превзойти ведущие капиталистические страны, заимствуя их достижения.

6. Важнейшие направления технического обновления должны быть связаны с *ресурсосбережением* и нацелены, прежде всего, на повышение эффективности использования топливно-энергетических ресурсов. Ресурсосбережение включает широкий спектр комплексных мероприятий – от отдельных технических усовершенствований до крупных структурно-инвестиционных маневров отраслевого масштаба (внедрение непрерывного литья, электродуговой плавки или внепечной обработки стали).

7. Необходимо направить работу на усиление *рыночных принципов* с упором на инициативы частного сектора. В частности, предусматривать поэтапную стабилизацию прокатного производства путем сокращения производства и мощностей, субсидирование НИОКР в области ресурсосбережения, поддерживать инвестирование в новые сферы, предусмотреть определенные гарантии в предоставлении льготных кредитов и смягчении социальных противоречий.

8. *Новая промышленная политика* должна существенным образом изменить характер рыночной конкуренции внутри страны, так как повышается заинтересованность компаний в кооперации и в объединении против внешних конкурентов.

Библиографический список

1. Проектирование современных производств обработки металлов давлением / Ю.Н. Стасовский, Ю.С. Кривченко, Г.С. Бабенко; под ред. д.т.н. Ю.Н. Стасовского. – Днепропетровск: МОНОЛИТ, 2009. – 746 с.
2. Власюк В. Современная роль и перспективы Украины на глобальном рынке стали // «Зеркало недели», 2001. – № 42.
3. Добровольский С. Украинский экспорт 2011: металлурги держат марку // сайт «UGMK.INFO», 2011.-02.02.12.
4. Анастасьева Л., Ильин А., Кабаш Н., Чухлеб И. Двадцать лет сползания (Специальный проект / 20-летие независимости / промышленность) // Эксперт, 2011. – № 30-31 (313).
5. Жигир И. Чермет Украины: модернизация на низкой скорости // сайт «UGMK.INFO», 2012. – 06.02.12.
6. Жовтянский В. Энергосбережение: больше чем клондайк для экономики Украины или цена прерванной культурной традиции / «Зеркало недели», 2002. – № 1.

Влияние натяжения на формирование ширины полосы при прокатке в чистовой группе клетей широкополосного стана 1680

Выполнен анализ основных факторов, влияющих на формирование ширины полосы в чистовой группе клетей. Установлены зависимости, связывающие межклетевые натяжения с величиной рассогласования скоростей смежных клетей. Полученные значения передаточных коэффициентов могут быть использованы для адаптации системы стабилизации натяжения. Ил. 3. Библиогр.: 7.

Ключевые слова: ширина, горячекатаная полоса, натяжение, точность, рассогласование скоростей, передаточный коэффициент

Analysis of the main factors effecting forming of the strip width in the finishing group of the stands has been carried out. Dependences connecting interstand tensions with the value of the speed discordance in adjacent stands have been ascertained. Values of intermediate coefficients obtained in the present work can be used for adapting the system of tension stabilization.

Keywords: width, hot-rolled strip, tension, accuracy of speed discordance, intermediate coefficient

Выполненные ранее исследования [1, 2] показали, что ширина полосы при прокатке в чистовой группе клетей уменьшается, причем в пределах прокатываемой плавки снижение ширины каждой полосы примерно одинаково, составляет 5-25 мм и зависит в основном от уровня межклетевых натяжений. Показано, что ширина полос после прокатки в чистовой группе клетей всегда меньше ширины подката. Среднестатистическая утяжка ширины в чистовой группе клетей составляет 12 мм на стане 1700 МарМК, 9 мм на стане 1700 КарМК и 6 мм на стане 2000 ЧерМК¹.

При прокатке в чистовой группе клетей ширина полосы изменяется за счет уширения (по данным М.М. Сафьяна [3] – около 10 мм), утяжки в межклетевых промежутках, а также температурной усадки. За время прокатки в чистовых клетях температура полосы снижается примерно на 150-200 °С. Это вызывает температурную усадку ширины на 2-2,4 мм при ширине 1000 мм и на 3-3,4 мм при ширине 1500 мм. С учетом влияния этого фактора суммарное уширение в чистовой группе уменьшится до 8,0-6,6 мм.

Исследования показали, что удельные натяжения при прокатке в чистовых клетях широкополосного стана 1680 и стана 1700 МарМК, рассчитанные по спаду тока якоря приводных двигателей при выходе заднего конца из рабочих клетей, имеют одинаковый характер распределения, по промежуткам и сходные величины. Так, для полос толщиной 2-3 мм средние удельные натяжения возрастали от 5-15 Н/мм² в первом межклетевом промежутке до 30-40 Н/мм² в последнем. Для полос толщиной 4-6 мм средние удельные натяжения по промежуткам изменяются в меньшей степени и в целом составляют 10-20 Н/мм².

Следует отметить, что указанные величины натяжений не превышают значения напряжения текучести металла при соответствующих условиях деформации. Следовательно, утяжка ширины развивается на локальных участках, где действующие напряжения растяжения при их неравномерном распределении по ширине превышают напряжение текучести металла, вызывая его пластическое течение [4].

Часть утяжки ширины обусловлена уменьшением уширения при действии заднего натяжения. Расчеты уширения в чистовых клетях по формуле А.И. Целикова – А.И. Гришкова [5] показали, что при рабочих уровнях натяжения его суммарная величина близка нулю, т.е. уменьшается примерно на 10 мм.

Как показывают литературные данные, оставшаяся примерно такая же часть утяжки является следствием ползучести металла при продолжительном действии растягивающих напряжений, меньших предела текучести, преимущественно в первых межклетевых промежутках с высокой температурой металла [6], а также обусловлена отрицательной поперечной деформацией, проявляющейся при неравномерном обжатии по ширине [7].

При прокатке в чистовой группе клетей широкополосного стана действующие межклетевые натяжения определяют (в числе других факторов) утяжку ширины на основной части длины полосы и разноширинность концов. Применение рациональных значений межклетевых натяжений способствует минимальной утяжке ширины полосы и разноширинности ее концов, обеспечивая устойчивый процесс прокатки, особенно при захвате полосы валками и заполнении чистовой группы клетей.

Известный опыт прокатки на стане 1700 ЧелМК, где имеются датчики межклетевых натяжений, свидетельствует о том, что минимальные межклетевые натяжения соответствуют прокатке в первом (5 Н/мм²) и

¹ Здесь и далее используются ранее применяемые аббревиатуры.

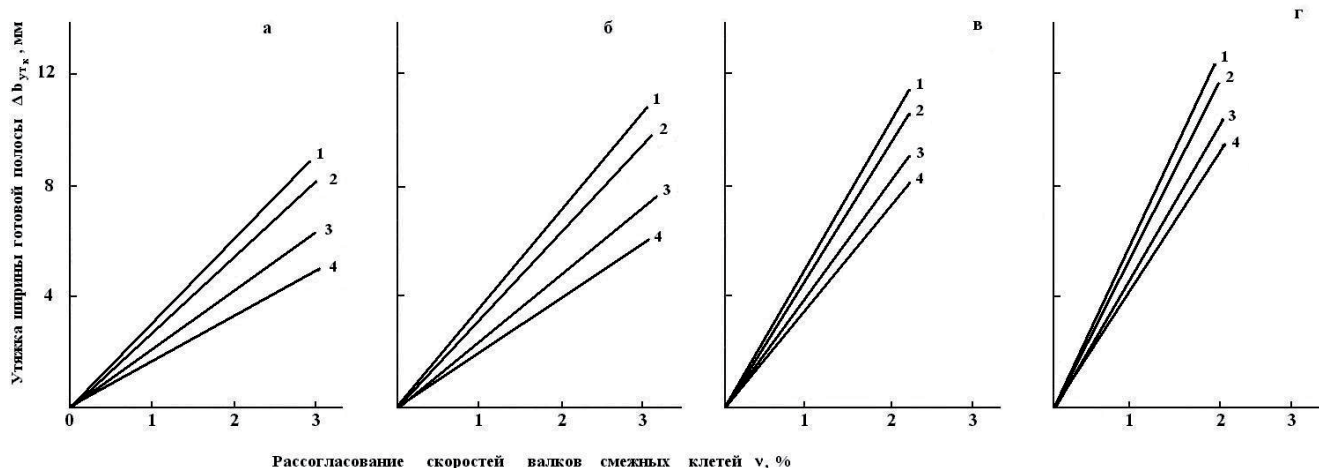


Рис. 1. Зависимости утяжки ширины готовых полос от рассогласования скоростей вращения валков смежных клеток в 1-ом (а), 2-ом (б), 4-м (в) и 5-м (г) межклетевых промежутках для полос с размерами сечений, мм: 1 – 3,0×1200; 2 – 3,6×1250; 3 – 4,6×1250; 4 – 5×1280

возрастают к последним межклетевым промежуткам до 20 Н/мм². В этом случае утяжка ширины полос составляет 6-8 мм, что соответствует утяжке ширины на стане 2000 НЛМК, оборудованном САРН [1, 8].

Как было сказано выше, утяжка ширины полосы как результат действия межклетевых натяжений включает две составляющих. Поскольку выделить влияние каждой из них достаточно затруднительно, представляется целесообразным определить их совместное воздействие. В этом случае уравнение утяжки ширины готовой полосы на основной части ее длины в линии чистовых клеток запишется в виде

$$\Delta b_{ym_k}^{\Sigma} = \sum_{i=2}^k \Delta b_{ym_i}^{\sigma_0} + \sum_{j=1}^{k-1} \Delta b_{ym_{i-1,i}}^{\sigma} = \sum_{j=1}^{k-1} k_{\sigma_j}^b \cdot \sigma_j, \quad (1)$$

где $\Delta b_{ym_i}^{\sigma_0}$ – утяжка ширины в очаге деформации в i -той клетки вследствие действия заднего натяжения; $\Delta b_{ym_{i-1,i}}^{\sigma}$ – утяжка ширины за счет натяжения, действующего в межклетевом промежутке; $k_{\sigma_j}^b$ – передаточный коэффициент, определяющий влияние удельного натяжения в j -том межклетевом промежутке σ_j на ширину готовой полосы, мм / Н / мм².

До последнего времени чистовая группа клеток широкополосного стана 1680 не была оснащена системой автоматической стабилизации натяжения, а после ее разработки опробование системы сопровождалось определенными сложностями, что не дает возможности контролировать и поддерживать рациональные уровни межклетевых натяжений при внедрении системы, а также использовать ее возможности при проведении промышленных исследований.

В связи с этим, представляется важным иметь зависимость средних удельных натяжений от рассогласования частот вращения валков смежных клеток, что позволит впоследствии установить взаимосвязь утяжки ширины полосы и указанных параметров непрерывной прокатки.

Зависимость среднего удельного натяжения от рассогласования частот вращения валков смежных клеток можно записать в виде

$$\sigma_j = k_{v_j}^{\sigma} \cdot v_j, \quad (2)$$

где $k_{v_j}^{\sigma}$ – передаточный коэффициент, определяющий влияние относительного рассогласования частот вращения валков смежных клеток на натяжение полосы в j -том межклетевом промежутке, Н/мм²/%; v_j – относительное рассогласование частот вращения валков i -той и $(i-1)$ -ой клеток, относящихся к j -тому межклетевому промежутку; определяется из условия $v_j = (\Delta n / n_i - \Delta n_{i-1} / n_{i-1}) \cdot 100\%$.

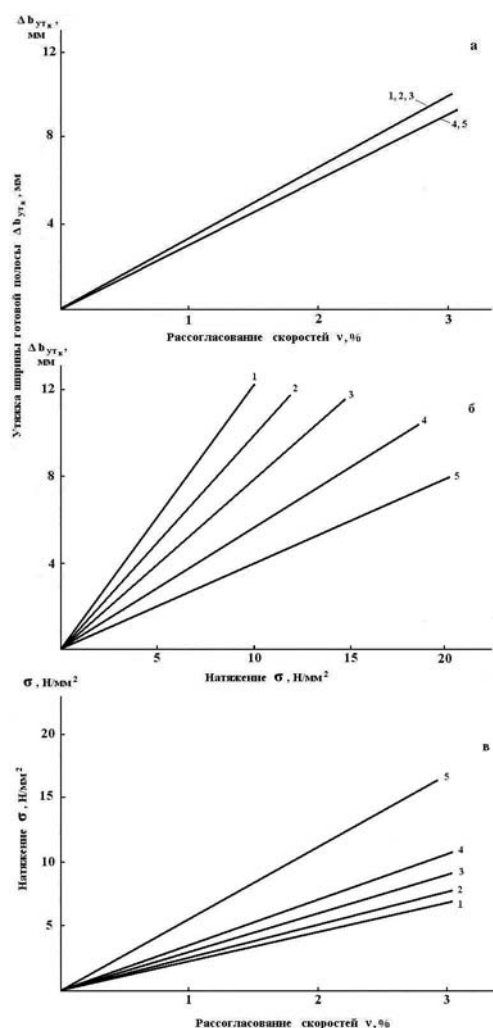


Рис. 2. Усредненные зависимости утяжки ширины готовых полос от рассогласования скоростей валков (а), межклетевого натяжения (б) и зависимость натяжения от рассогласования скоростей валков: 1 – 5 – номера межклетевых промежутков

С учетом условия (2) зависимость (1) примет вид

$$\Delta b_{\Sigma} = \sum_{j=1}^{k-1} K_{v_j}^{b_k} \cdot v_j, \quad (3)$$

где $K_{v_j}^{b_k} = K_{\sigma_j}^{b_k} \cdot K_{v_i}^{\sigma}$ - передаточный коэффициент, определяющий влияние относительного рассогласования частот вращения валков смежных клеток j-того промежутка на утяжку ширины готовой полосы, мм / %.

При отсутствии (или неработающей) в чистовой группе клеток системы автоматической стабилизации натяжения надежное определение значений коэффициентов $K_{v_j}^{b_k}$ затруднительно, так как при рассогласовании частот вращения валков смежных клеток j-того промежутка величины натяжения полосы изменяются во всех промежутках, но в большей степени – в последующих. В этом случае целесообразно определять значения групповых коэффициентов $K_{v_j}^{b_k}$.

Численные значения величин $K_{v_j}^{b_k}$ определили по результатам выполненного на широкополосном стане 1680 исследования влияния применяемых режимов натяжения на точность прокатываемых полос. При проведении исследования осуществлялась прокатка полос опытных плавков, при которой определялись и регистрировались:

- изменение ширины по длине слэбов;
- настройки горизонтальных и вертикальных валков черновых клеток;
- токи якорных цепей и моменты на валу приводных двигателей чистовых клеток;
- частота вращения валков приводных двигателей;
- углы поворота петледержателей;
- показания шириномера и толщиномера, установленных за клетью № 10;
- температура подката и полосы;
- диаметры рабочих валков чистовых клеток.

Исследование проводилось при прокатке полос опытных плавков с размерами сечения 3,0×1200 мм, 3,6×1250, 4,6×1250 и 5,0×1280 мм. Полосы каждой плавки делились на 3-4 части и прокатывались с межклетевыми натяжениями, величины которых соответствовали:

- минимально допускаемым (~ 5 % от величины предела текучести σ_t);
- рекомендуемым системой автоматической стабилизации натяжения;
- максимально допускаемым (~ 15 % от величины σ_t);
- принятым на стане.

По полученным данным с применением известных методик рассчитывались энергосиловые параметры процесса прокатки. Величины натяжений определялись по изменению крутящих моментов на валу приводных двигателей при выходе заднего конца полосы из валков рабочих клеток. Ширину подката в расчетных сечениях рассчитывали с учетом соответствующей им ширине слэбов с учетом суммарной вытяжки в черновой группе клеток. Ширину полосы определяли по показаниям шириномера в соответствующих сечениях с учетом суммарной вытяжки в чистовой группе клеток.

Полученные данные об изменении утяжки ширины готовой полосы δb_{Σ} в зависимости от степени относительного рассогласования частот вращения валков смежных клеток для двух первых и двух последних межклетевых промежутков при прокатке полос различных сортразмеров приведены на рис. 1.

Как следует из рисунка, в исследуемом диапазоне рассогласования частот вращения валков смежных клеток изменения утяжки ширины полосы имеют линейный характер. Отсюда следует, что в узком диапазоне рассогласований (до 3-4 %) групповые передаточные коэффициенты $K_{v_j}^{b_k}$ можно принять постоянными. Необходимо отметить, что указанный диапазон рассогласований скоростей вполне достаточен для регулирования ширины, в том числе с целью ее стабилизации по длине, прокатываемых полос.

Анализ приведенных зависимостей показывает, что при линейной зависимости утяжки от степени рассогласования скоростей валков для исследованного диапазона размеров прокатываемых полос значимым фактором, определяющим величину $K_{v_j}^{b_k}$, является толщина готовой полосы h_k .

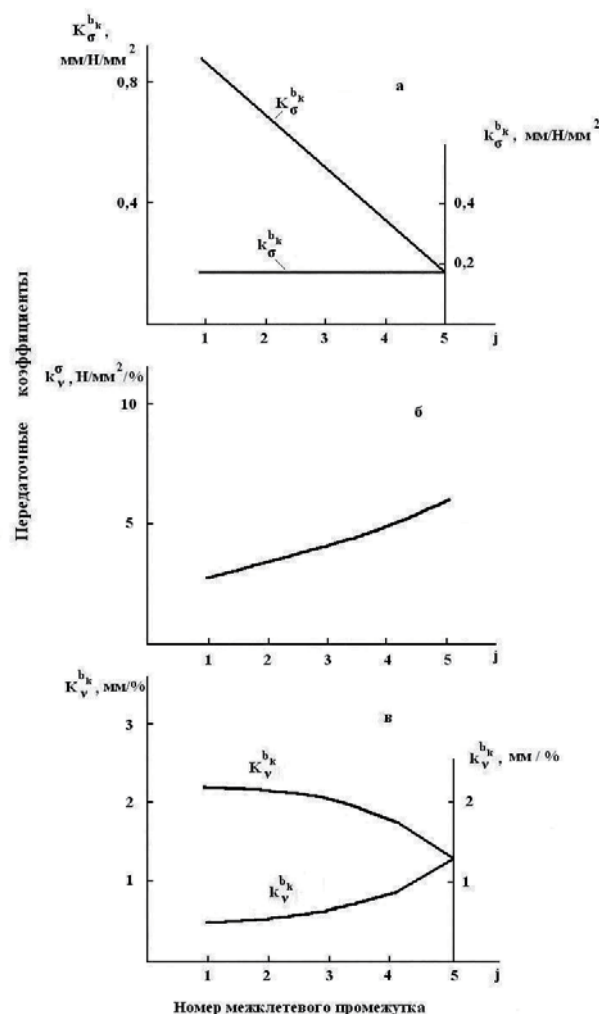


Рис. 3. Изменение в линии чистовых клеток, передаточных коэффициентов, определяющих влияние натяжения на ширину готовой полосы (а), влияние рассогласования скоростей на натяжение (б), и ширину готовой полосы (в)

Полученные в результате исследования экспериментальные и расчетные данные позволили получить усредненные по исследованному сортаменту зависимости, связывающие межклетевые натяжения с величиной рассогласования скоростей смежных клетей, а также установить влияния указанных параметров на утяжку прокатываемых полос в чистовой группе клетей стана 1680. Указанные зависимости приведены на рис. 2.

Приведенные зависимости свидетельствуют о том, что влияние рассогласования скоростей валков смежных клетей на величину утяжки практически одинаково для всех межклетевых промежутков (рис. 2а). Влияние межклетевого натяжения на утяжку ширины полосы увеличивается от последнего (пятого) к первому промежутку (рис. 2б), а изменение натяжения при одном и том же рассогласовании скоростей валков в линии стана обратное (рис. 2в). Все зависимости имеют линейный характер.

Как уже упоминалось, экспериментально определенные значения передаточных коэффициентов влияния натяжения и рассогласования скоростей валков на утяжку ширины готовой полосы $K_{\sigma_j}^{b_k}$ и $K_{v_j}^{b_k}$ являются групповыми, учитывающими воздействие величин σ и v не только в данном, но и во всех последующих межклетевых промежутках, т.е.

$$K_{\sigma_j}^{b_k} = \sum_{j=1}^{k-1} k_{\sigma_j}^{b_k} \text{ и } K_{v_j}^{b_k} = \sum_{j=1}^{k-1} k_{v_j}^{b_k}. \quad (4)$$

Из условий (4) следует:

$$K_{\sigma_j}^{b_k} = K_{\sigma_j}^{b_k} - K_{\sigma_{j+1}}^{b_k}, \quad (5)$$

$$K_{v_j}^{b_k} = K_{v_j}^{b_k} - K_{v_{j+1}}^{b_k} \quad (6)$$

Полученные с применением выражений (5) и (6) значения индивидуальных передаточных коэффициентов влияния натяжения и рассогласования скоростей валков для отдельных межклетевых промежутков приведены на рис. 3. Как видно на рис. 3а, значения коэффициента $K_{\sigma_j}^{b_k}$ во всех межклетевых промежутках примерно равны и соответствуют 0,18 мм/Н/мм², при этом групповой коэффициент влияния натяжения снижается в линии чистовых клетей с 0,9 до 0,18 мм/Н/мм² (приведенные величины соответствуют первому и пятому межклетевым промежуткам). Влияние рассогласования скоростей валков на изменение натяжения монотонно возрастает в линии чистовых клетей, причем в последних межклетевых промежутках интенсивность этого роста увеличивается (рис. 3б) и достигает 6 Н/мм²%. Воздействие этого фактора на изменение ширины готовой полосы изменяется в чистовой группе клетей подобным образом (рис. 3в): значения $K_{v_j}^{b_k}$ увеличиваются с 0,4 до 1,8 мм/% при уменьшающихся величинах группового коэффициента $K_{v_j}^{b_k}$.

Полученные значения передаточных коэффициентов, учитывающих влияние натяжения и рассогласования скоростей валков чистовых клетей широкополосного стана 1680, могут быть использованы при оптимизации режимов натяжения, адаптации системы стабилизации натяжения и разработки системы автоматического управления шириной полосы.

Библиографический список

1. Повышение точности прокатки листов и полос / Ю.В. Коновалов, Е.А. Руденко, П.С. Гринчук и др. – К.: Техника, 1987. – 144 с.
2. Технологические основы автоматизации листовых станов / Ю.В. Коновалов, А.П. Воропаев, Е.А. Руденко и др. – К.: Техника, 1981. – 128 с.
3. Сафьян М.М. Прокатка широкополосной стали – М.: Металлургия, 1969. – 460 с.
4. Настройка, стабилизация и контроль процессов тонколистовой прокатки / Г.Г. Григорян, Ю.Д. Железнов, В.А. Черный и др. – М.: Металлургия, 1975. – 368 с.
5. Целиков А.И., Гришков А.И. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1970. – 358 с.
6. Выдрин В.Н., Федосиенко А.С., Крайнов В.И. Процесс непрерывной прокатки. – М.: Металлургия, 1970. – 456 с.
7. Сафьян М.М., Холодный В.П. Исследование процесса образования утяжки ширины полос при прокатке на гладкой бочке с неравномерным обжатием // Прокатное производство. – М.: Металлургия, 1969. – Вып. 29. – С. 212-221.



Перспективы совершенствования совмещенных процессов разливки-прокатки при производстве длинного проката

Главное направление развития металлургии – это максимально возможная интеграция сталеплавильного и прокатного передела. В работе рассматриваются перспективы совершенствования совмещенных процессов разливки-прокатки при производстве длинного проката и разбираются конкретные предложения по реализации этих процессов. Ил. 2. Библиогр.: 1 назв.

Ключевые слова: разливка, слиток, заготовка, прокатка

The main direction of the industry is the maximum possible integration of steel making and rolling processing. This paper considers perspectives of improvement the combined processes of casting-rolling in the production of long products and disassembled the specific proposals for implementing these processes.

Keywords: casting, ingot, billet, rolling

Концепция технического развития предприятия должна выстраиваться с учетом передовых достижений в области металлургии с перспективой не менее 15-20 лет и должна быть ориентирована на стабильную работу предприятия в условиях повышения требований к экологии и нестабильных цен на сырье и энергоносители.

В настоящее время все ведущие металлургические державы интенсивно обновляют производственные мощности в соответствии с последними достижениями в области металлургической науки и техники и это несмотря на то, что 30 % производственных мощностей не востребованы.

В этих условиях конкурентоспособными будут только те предприятия, которые способны снижать затраты на сырье, энергоносители, капитальные и эксплуатационные затраты.

Особенности интегрированного металлургического завода

ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского» имеет ряд особенностей, которые требуют нестандартных подходов при выборе вариантов технического перевооружения. Прежде всего, это ограниченные размеры промышленной площадки и разный уровень технического состояния производств, работающих в единой технологической цепочке. По-видимому, наиболее целесообразным было бы в первую очередь закрыть морально и физически устаревший рельсобалочный цех с возведением на его площадке и площадке бывшего сортопрокатного цеха современного компактного литейно-прокатного модуля (ЛПМ) по производству мелкого сорта и, возможно, катанки. При этом, как вариант, снабжение заготовкой стана «550-2» может быть осуществлено с машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ), расположенной в конвертерном цехе или с МНЛЗ, примыкающей к прокатному стану «550-2».

Сегодня в мире работает более 1000 ЛПМ [1], эксплуатация которых подтверждает экономическую целесообразность их применения.

Именно ЛПМ в наибольшей мере соответствуют специфическим условиям промзоны метзавода им. Петровского по следующим причинам:

- реализация варианта с высоким уровнем совмещения процессов непрерывной разливки и непрерывной прокатки обеспечивает компактность производства и все вытекающие из этого преимущества как на этапе строительства, так и на этапе эксплуатации;

- завод расположен в черте Днепропетровска, и вопросы минимизации экологического загрязнения воздушного и водного бассейнов и тепловых выбросов как на стадии инжиниринга, так и на стадии эксплуатации могут оказаться ключевыми. Практика свидетельствует, что экологические вопросы при использовании ЛПМ решены на самом высоком уровне;

- уровень затрат на производство и содержание инфраструктуры ЛПМ будут существенно ниже, что гарантирует конкурентоспособность продукции на региональном и мировом рынке даже в условиях соседства с ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог»;

- близость источников сырья, емкость регионального рынка металлопроката и развитая система разнообразных видов транспортных услуг гарантируют экономическую эффективность применения ЛПМ.

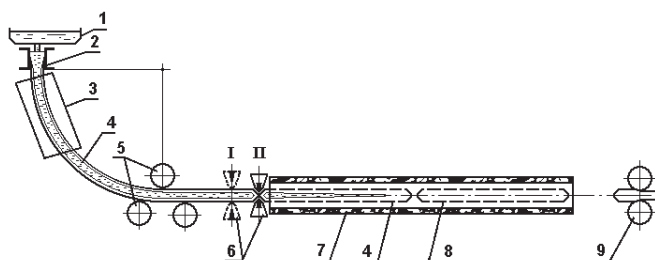


Рис. 1. Основные элементы схемы ЭТРП: 1 - промежуточный ковш; 2 - кристаллизатор; 3 - зона вторичного охлаждения (ЗВО); 4 - непрерывнолитой слиток; 5 - тянуще-правильная клеть; 6 - разделитель; 7 - термостат; 8 - заготовка; 9 - первая клеть прокатного стана



Рис. 2. Модернизированная схема технологической линии: стрелками показаны направления движения заготовок

Возможные схемы реконструкции интегрированного метзавода

Нами разработан ряд технологических решений для реализации в виде ЛПМ: энергосберегающая технология разливки-прокатки – ЭТРП (рис. 1), бесконечная

разливка-прокатка – БРП, квазibesконечная разливка-прокатка – КБРП. Решения проработаны как для условий нового строительства металлургического предприятия, так и для условий модернизации существующих ЛПМ.

Например, ЭТРП может быть применена при строительстве или реконструкции многониточных ЛПМ по типу ЛПМ Белорусского металлургического завода. Линия работает на непрерывнолитой заготовке мерной длины (12 м) сечением 80х80-130х130 мм. Производительность ЛПМ от 200 тыс. т в год до 1 млн. т в год.

Ноу-хау данной технологии связано с оригинальным способом порезки непрерывнолитого слитка на мерные заготовки и специальным режимом скоростей разливки на МНЛЗ. В результате появляется возможность исключить из технологической цепочки пламенные или индукционные нагревательные печи для подогрева заготовок перед прокатным станом. В предлагаемой технологии среднемассовая температура заготовок перед прокатным станом составляет 1150-1200 °С, а перепад температуры по длине и сечению заготовки – до 30 °С. Применение данной технологии позволяет увеличить на 20-50 % производительность большинства МНЛЗ, работающих по традиционной схеме. В виде примера на рис. 2 приведена схема ЛПМ, разработанная для условий одного из металлургических заводов России.

Данная схема должна обеспечить повышение производительности ЛПМ и прокатного стана на 50 %. В схеме предлагается увеличить скорость разливки слитков сечением 125х125 мм. При этом длина заготовки не изменяется и составляет 12 м. Целью повышения скорости разливки является увеличение теплосодержания слитка перед его разделением на отдельные заготовки. Существующая схема с использованием ножниц для разделения слитка не может быть реализована, т.к. внутри слитка еще находится жидкая сердцевина и возможно вытекание жидкой стали. Предлагается использовать устройство, условно называемое разделитель, которое подготавливает непрерывнолитой слиток к разделению на мерные длины при наличии жидкой сердцевины и отделяет от слитка мерную заготовку. На выходе из системы термостатов заготовка последовательно проходит через существующие внутрипечной рольганг печи с шагающим подом (ПШП), окалиноломатель и устройство гидросбива окалины и поступает в прокатную клеть.

При необходимости увеличения производительности прокатного стана предусмотрена возможность нагрева холодных заготовок в ПШП до температуры прокатки.

В случае возникновения аварийной ситуации на стане крышки секций последнего термостата по ходу металла с помощью гидропривода отводятся в сторону, и заготовки из термостата удаляются на холодильник при помощи перекладчика.

Выводы

1. Стратегически важным направлением развития металлургии является создание литейно-прокатных модулей (ЛПМ) – максимально возможная интеграция сталеплавильного и прокатного передела с целью минимизации затрат.

2. Перспективным решением ЛПМ является энергосберегающая технология разливки-прокатки длинномерного проката (ЭТРП), которая предполагает отливку на МНЛЗ заготовок малого сечения (от 80×80 до 130×130 мм) с сохранением теплосодержания металла на уровне, достаточном для прямой прокатки заготовок на прокатном стане.

Библиографический список

1. Смирнов А.Н., Сафонов В.М., Дорохова Л.В., Цупрун А.Ю. Металлургические мини-заводы. – Донецк: Норд-Пресс, 2005. – 469 с.

Разработка малогабаритных устройств для межклетьевого охлаждения сортового проката

Рассмотрена технология охлаждения сортового проката. Рекомендованы относительные диаметры камеры охлаждения, исходя из условий обеспечения максимальной охлаждающей способности камеры и минимизации расхода энергии, потребляемой электродвигателем водяного насоса. Ил. 2. Библиогр.: 3 назв.

Ключевые слова: прокат, камера, межклетьевого охлаждения, температура

The technology coolings of high-quality hire is considered. Relative diameters of the chamber of cooling proceeding from conditions of maintenance of the maximum cooling ability of the chamber and the minimization of power consumption consumed by the electric motor of the water pump are recommended.

Современное прокатное производство, наряду с ростом производительности, требует освоения новых эффективных технологий, направленных на снижения себестоимости металлопродукции и улучшения ее качества. Актуальным направлением является разработка технологии межклетьевого охлаждения горячекатаного металлопроката с прокатного нагрева в потоке непрерывных мелкосортных и проволочных станов.

Межклетьевого охлаждения расширяет возможности управления температурой металла, тем самым способствует повышению производительности стана и качества металлопродукции. Охлаждение между клетями стана в сочетании с ускоренным охлаждением проката приводит к снижению температуры металла на выходе из последней клетки прокатного стана, что приводит к снижению энергоресурсов при дальнейшей обработке проката в термических печах [1].

Использование данной технологии требует разработки малогабаритных межклетьевых охлаждающих устройств с максимальной охлаждающей способностью. Ключевым параметром таких устройств является соотношение диаметра камеры к диаметру проката. По рекомендациям [2] из условия устойчивости движения проката в трубе отношение диаметра камеры охлаждения к диаметру проката при больших длинах камер, соответствующих ускоренному охлаждению готового проката, должно составлять 3,5-4. В работе [3] выполнен анализ влияния диаметра камеры на температуру ускоренно охлажденного проката и впервые была показана зависимость относительного диаметра камеры охлаждения от давления и расхода воды, а также от температуры воды на выходе из камеры.

Для анализа влияния геометрических параметров камеры охлаждения на технологические параметры межклетьевого охлаждения проката нами разработана математическая модель теплообмена. Основой математической модели охлаждения сортового проката является дифференциальное уравнение теплопроводности в цилиндрических координатах с переменными теплофизическими свойствами при граничных условиях 3 рода.

Предварительные расчеты были выполнены на примере условий охлаждения катанки диаметром 6,5 мм и различных диаметрах камеры охлаждения. Исходные данные: длина камеры охлаждения $L_k = 0,5$ м и 1 м; начальная температура воды $t_{в.н} = 20$ °С; скорость прокатки $W_{пр} = 25$ м/с; начальная температура металла $t_0 = 1000$ °С; материал – малоуглеродистая сталь; минимальный зазор между прокатом и стенками камеры – 4 мм; режим охлаждения – прямоток. Температура воды на выходе из камеры охлаждения в расчете принимается от 25 °С до 40 °С. Давление воды, создаваемое насосом, было ограничено значением 50 атм.

В качестве примера на рис. 1 представлена температурная диаграмма режимов охлаждения проката при длине $L_k = 1$ м и минимально возможном диаметре камеры охлаждения $d_k = 15$ мм. Температура воды на выходе из камеры $t_{в.к}$ в данном случае принята равной 40 °С.

В начальный момент времени, за счет теплообмена между металлом и водой, поверхность проката резко охлаждается. После охлаждения в камере в течении $\tau = 0,04$ с прокат попадает на воздух, где за счет теплоты внутренних слоев металла происходит постепенное выравнивание температуры по всему сечению раската. Как видно из рис. 1, существует нижняя и верхняя границы по охлаждению проката при условии сохранения постоянной температуры воды на выходе из камеры (в данном случае $t_{в.к} = 40$ °С).

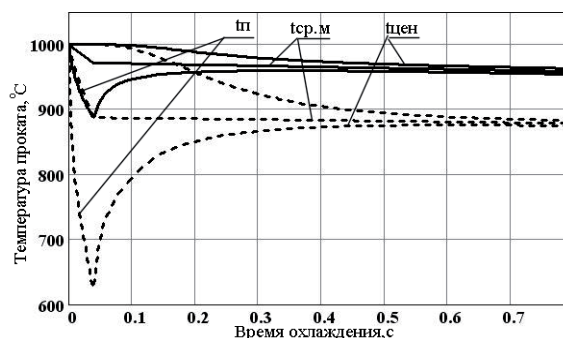


Рис. 1. Температурная диаграмма охлаждения проката. Температура проката: t_n – поверхности; $t_{cp.m}$ – среднемассовая; $t_{цен}$ – в центре; — расход воды 5,2 м³/ч (нижняя граница охлаждающей способности); — — расход воды 20,5 м³/ч (верхняя граница охлаждающей способности)

В дальнейшем изложении вводим понятия о верхней и нижней границах охлаждающей способности камеры охлаждения. Под охлаждающей способностью понимаем разность между начальной температурой металла и среднemasовой температурой проката после охлаждения в камере.

На рис. 2 представлены графики зависимости охлаждающей способности камеры охлаждения, расхода воды, полезной мощности насоса от диаметра камеры при различной температуре воды на выходе из камеры ($t_{в.к}$) и различном давлении воды ($P_{насос}$) при длине камеры 0,5 м. На рисунке видно, что с увеличением диаметра камеры (от 15 до 35 мм) при постоянном давлении воды уменьшается охлаждающая способность и увеличивается мощность насоса. При наложении на эту зависимость ограничений по температуре воды можно получить экономически оправданный диапазон рациональных значений диаметра камеры. Например, при температуре воды на выходе из камеры не более 25 °С и при давлении воды до 50 атм наиболее рационально конструировать камеру охлаждения с диаметром 15-25 мм. При диаметре камеры охлаждения больше 25 мм установка работает не эффективно, т.к. ее охлаждающая способность падает (рис. 2а), а мощность увеличивается (рис. 2в). Если принять температуру воды на выходе из камеры охлаждения $t_{в.к} = 25$ °С, то относительный диаметр камеры (отношение диаметра камеры к диаметру проката $d_k/d_{пр}$) будет равен 2,3-3,8, а если $t_{в.к} = 30$ °С, то $d_k/d_{пр} = 2,3-2,7$.

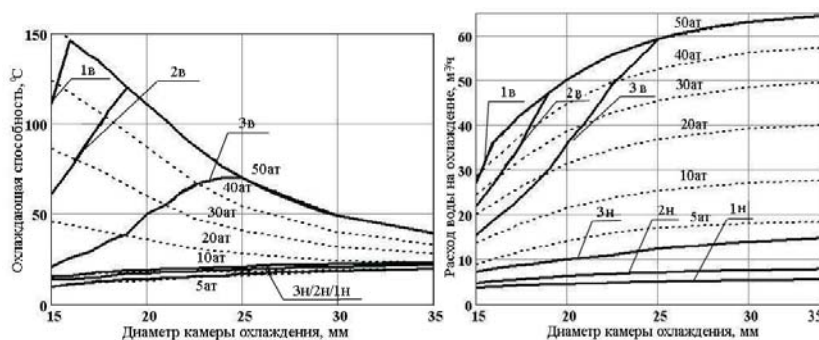
Выводы

1. Выполнено численное моделирование теплообмена в устройствах межклетьевого охлаждения проката. Обнаружены нижняя и верхняя границы охлаждающей способности камеры охлаждения. Верхняя граница обеспечивает максимальную охлаждающую способность камеры за счет увеличения расхода воды на охлаждения, а нижняя граница малоэффективна с точки зрения охлаждения, так как работает при малых расходах воды, но более эффективна с точки зрения экономии энергии на привод водяных насосов.

2. Исходя из условий обеспечения максимальной охлаждающей способности малогабаритной камеры охлаждения и минимизации расхода энергии рекомендуется принимать относительный диаметр камеры охлаждения $d_k/d_{пр} = 2,3-3,8$ при температуре воды на выходе из камеры охлаждения $t_{в.к} = 25$ °С с понижением относительного диаметра до $d_k/d_{пр} = 2,3-2,7$ при температуре воды $t_{в.к} \geq 35$ °С.

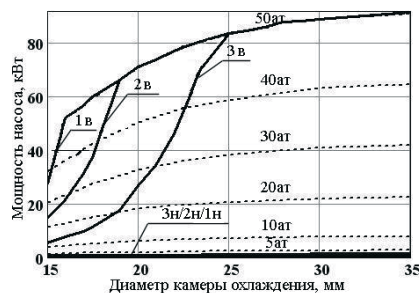
Библиографический список

1. Бровкин В.Л. Исследование тепловых процессов контролируемой прокатки на стане 250 // *Металлург. и горноруд. пром-сть.* – 2007. – № 3 – С. 110-114.
2. Губинский В.И., Минаев А.Н., Гончаров Ю.В. Уменьшение окалинообразования при производстве проката. – К.: Техніка, 1981. – 135 с.
3. Бровкин В.Л., Дорошенко Т.В., Радченко Ю.Н. и др. Проектирование камеры охлаждения проката круглого сечения // *Металлургическая теплотехника: Сб. науч. трудов НМетАУ.* – Вып. 3 (18) – Днепрпетровск: Новая идеология, 2011. – С. 18-31.



а) охлаждающая способность

б) расход воды



в) мощность насоса

Рис. 2. Зависимости охлаждающей способности, расхода воды и мощности насоса от диаметра камеры охлаждения (d_k) при различных температурах воды на выходе из камеры ($t_{в.к}$) и давлениях воды, создаваемых насосом ($P_{насос}$) при длине камеры охлаждения $L_k = 0,5$ м: 1в, 2в, 3в – верхняя граница – при температурах воды 35, 30, 25 °С; 1н, 2н, 3н – нижняя граница – при температурах воды 35, 30, 25 °С; 5, 10, 20, 30, 40, 50 атм – давление воды на выходе насоса

Анализ параметров водо-воздушного спрейерного охлаждения металла в интегрированных технологических процессах

В работе сформулированы основные закономерности влияния параметров водо-воздушного спрейерного охлаждения на изменение температуры металла в интегрированных технологических процессах, включающих обработку давлением и последующую термическую обработку для достижения заданной структуры металла и свойств изделия. Ил. 6. Табл. 1. Библиогр.: 10 назв.

Ключевые слова: термическая обработка, водо-воздушное спрейерное охлаждение, интегрированные процессы

The basic rules of influence of water-air spray cooling on the change of metal temperature at integrated manufacturing processes, including metal forming and subsequent heat treatment, with the purpose of achieving defined metal structure and properties of the product had been formulated in this paper.

Keywords: heat treatment, water-air spray cooling, integrated processes

Постановка задачи

Уменьшение веса металлических изделий, используемых в большинстве отраслей экономики, обусловленное требованием экономии металла и ресурсов, как на этапе производства, так и в процессе эксплуатации, требует компенсации количества использованного материала его качеством. К числу важнейших показателей качества металлического изделия относятся его механические и эксплуатационные свойства. Форма, точность геометрических размеров изделия должны сочетаться с требуемыми свойствами металла, из которого оно сделано. Здесь можно отметить такие критерии, предъявляемые к свойствам как прочность и пластичность. В большинстве случаев они исключают друг друга. Однако современные инновационные материалы за счет прецизионного легирования позволяют совместить высокие показатели по обоим этим критериям [1]. Это совмещение может быть реализовано как собственно за счет химического состава, так и с помощью обеспеченных химическим составом возможностей для управления свойствами металла в процессах деформационной и термической обработки. Факторами, определяющими свойства металла в процессах деформационной обработки, являются степень, скорость деформации, напряженно-деформированное состояние в очаге деформации, а также температура обработки. Для термической обработки такими факторами являются температура и продолжительность обработки. Таким образом, актуальной задачей является анализ изменения температуры металла в интегрированных процессах обработки, как средства управления конечными свойствами.

Анализ

Интегрированные процессы обработки металлов включают в себя деформацию в температурном интервале рекристаллизации или, например, для сталей, аустенитного состояния и следующую незамедлительно за деформацией термическую обработку, которая в основном заключается в охлаждении изделия с заданной скоростью. Такие процессы широко известны [2]. Особенностью этих процессов является возможность достижения высоких степеней деформации при обработке давлением, что связано с хорошими пластическими свойствами металла в указанном интервале температур и малым сопротивлением деформации. Что же касается последующей термической обработки, то здесь важным является использование тепла, оставшегося в металле после его выхода из зоны деформации. Управление скоростью охлаждения металла, выходящего из зоны деформации «с прокатного нагрева» до комнатной температуры для сплавов, содержащих соответствующие легирующие добавки [3, 4], позволяет изменять свойства деформированных изделий. Такое изменение происходит из-за формирования различных структур в металле. Наиболее часто это связано с тем, что при высоких скоростях охлаждения выделяются фазы, вызывающие искажения и дополнительные напряжения в кристаллической решетке. Это приводит к увеличению прочности металла и, в то же время, повышает опасность разрушения изделия [5]. Обычно эти напряжения, помимо собственно изменения механических свойств металла, проявляют себя следующим образом: обеспечивают значительный уровень остаточных напряжений при измерении рентгеновским способом, приводят к самопроизвольной деформации изделия или образца, снижают показатели длительной и (или) усталостной прочности. Снижение скорости охлаждения приводит к уменьшению внутренних напряжений, но также снижает и прочностные показатели изделия.

Сочетание в одном интегрированном процессе высокой и низкой скорости охлаждения позволяет реализовать схему «закалка – отпуск», которая позволяет получить высокую прочность и низкий уровень остаточных напряжений [6, 7]. Обеспечить такое сочетание скоростей охлаждения позволяет охлаждение поверхности ме-

Таблица. Обозначения параметров к рис. 1

Номер параметра/связи	Название параметра	Параметр/связь
1.1	K	Параметры конструкции установки охлаждения
1.1.1	N	Число форсунок
1.1.2	A	Расстояние от форсунки до охлаждаемой поверхности
1.1.3	ST	Форма струи
1.2	T	Технологические параметры процесса охлаждения
1.2.1	W	Удельный расход воды (в единицу времени)
1.2.2	L	Удельный расход воздуха (в единицу времени)
1.2.3	Z	Время обработки
1.2.4	Q	Суммарный расход воды/воздуха (за все время обработки)
1.3	t	Температура изделия перед охлаждением
1.4	F	Форма изделия, приведенная, например, к цилиндрической
1.5	Δt	Изменение температуры

тала с помощью водовоздушного спрейера. Водовоздушный спрейер обладает рядом преимуществ, которые позволяют говорить о перспективности его использования в интегрированных процессах. Помимо широких возможностей регулировки скорости охлаждения, о которой пойдет речь ниже, такой спрейер отличается экологичностью и низкой энерго- и ресурсоемкостью, а также относительной простотой его установки в технологический процесс.

В Институте материаловедения ганноверского университета (ФРГ) на протяжении 2000-2011 гг. разрабатывался проект SFB 489 «Prozesskette zur herstellung präzisionsgeschmiedeter hochleistungsbauteile» [8], направленный на создание эффективной технологии производства деталей для машиностроения на основе интеграции прецизионнойковки и спрейерного охлаждения. При выполнении частей этого проекта, связанных со спрейерным охлаждением, авторы столкнулись с недостаточным количеством аналитических зависимостей, описывающих поведение изделий с различными геометрическими характеристиками в условиях спрейерного охлаждения. Недостаток такой информации привел к необходимости получения эмпирических зависимостей с достаточно узким диапазоном работоспособности.

Также в процессе работы над проектом было установлено, что на скорость снижения температуры, как на охлаждаемой поверхности, так и в глубинных слоях металла оказывают совместное влияние такие факторы как: размеры и форма детали, удельный расход воды и воздуха, а также конструктивные характеристики оборудования.

Цель работы

Целью данной работы является формулирование основных направлений исследований влияния параметров водо-воздушного спрейерного охлаждения на характер изменения температуры металла и, как следствие, на показатели свойств металла. В результате этих исследований планируется получить зависимости, позволяющие при использовании их в системах управления установками спрейерного охлаждения прогнозировать изменение свойств металла, а также реализовывать режимы охлаждения, обеспечивающие требуемые свойства металла, и их распределение по поперечному сечению изделия.

Основной материал

В общем виде влияние параметров спрейерного охлаждения на изменение свойств исследуемого металла в интегрированном процессе обработки может быть наглядно представлено в виде схемы (рис. 1). Эта схема не учитывает влияния химического состава металла, а также предыдущей деформации и может быть использована при исследовании изделий из одинакового металла, полученных в сходных температурно-деформационных условиях. В рамках данной работы на основе опыта использования установки радиального спрейерного охлаждения [9, 10] приведена краткая характеристика каждого фактора, влияющего на изменение температуры металла.

При анализе рис. 1 следует обратить внимание на то, что изменение температуры, структура металла ока-

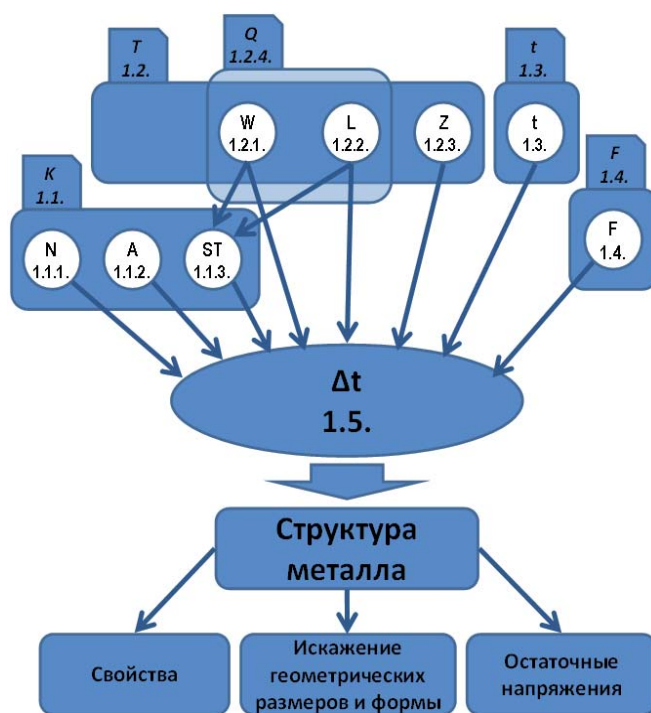


Рис. 1. Схема влияния параметров спрейерного охлаждения на изменение температуры металла (обозначения приведены в таблице)

зывают как статическое, так и динамическое воздействие на свойства, искажение размеров и формы, а также на остаточные напряжения. Динамика в данном случае связана со скоростью и локализацией изменения температуры и структуры металла.

Рассмотрим более детально факторы, которые влияют на изменение температуры и свойств металла при водо-воздушном спрейерном охлаждении.

1.1. Конструктивные параметры. Для радиального охлаждения тел вращения, в частности цилиндрических деталей используются установки, в которых форсунки расположены радиально и ориентированы к центру окружности. Если не предъявляются требования по особому распределению свойств, то точка пересечения осей форсунок должна совпадать с центром тяжести сечения охлаждаемого изделия. Для обеспечения более равномерного охлаждения поверхности, особенно если эта поверхность имеет рельеф, целесообразно обеспечивать вращательное движение форсунок относительно изделия при соблюдении постоянной связи точки пересечения осей форсунок с центром тяжести сечения. Конструктивно может быть обеспечено как вращение/качение форсунок вокруг изделия, так и наоборот. При этом изделие может перемещаться с определённой скоростью в осевом направлении, перпендикулярном плоскости размещения форсунок. Для удобства далее по умолчанию речь будет идти о радиальном устройстве, так называемом спрейфельде (от англ.: *spray* (распылять) и *field* (поле) (иск.)). Варианты исполнения такого спрейфельда, имеющиеся в Институте материаловедения ганноверского университета, представлены на рис. 2.

По изображениям, представленным на рис. 2 можно выделить следующие важные конструктивные параметры спрейфельда.

1.1.1. Число форсунок. Этот параметр определяется конструкцией устройства и размерами охлаждаемого изделия. По нашим наблюдениям большее количество мелких форсунок даёт лучший результат по равномерности охлаждения поверхности, чем меньшее количество крупных. Однако, здесь следует учитывать, что мелкие форсунки более чувствительны к чистоте воды и воздуха.

1.1.2. Расстояние от форсунки до охлаждаемой поверхности. Этот параметр также связан с конструкцией устройства и размерами охлаждаемого изделия. При этом важными условиями для его определения являются: обеспечение требуемой скорости капель у поверхности металла, необходимой для преодоления «эффекта паровой рубашки», обеспечение однородности струи на контакте с поверхностью металла, а также стойкость форсунок и их арматуры в условиях значительного теплового излучения от охлаждаемой детали.

Скорость и размеры капель на расстоянии A (рис. 3) от форсунки измеряются с помощью фазовой доплеровской анемометрии. Эти данные за-

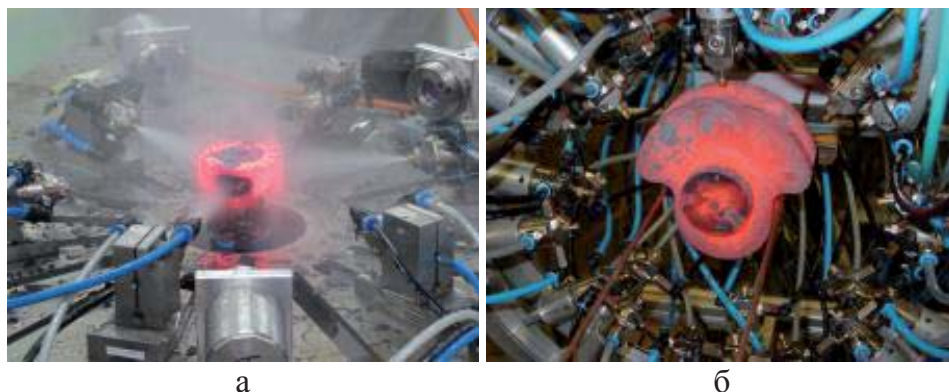


Рис. 2. Варианты исполнения лабораторного радиального спрейфельда Института материаловедения Ганноверского университета: а – горизонтальный спрейер с неподвижными форсунками и вращением/качением образца; б – вертикальный спрейер с вращением/качением форсунок и возможностью осевого перемещения образца

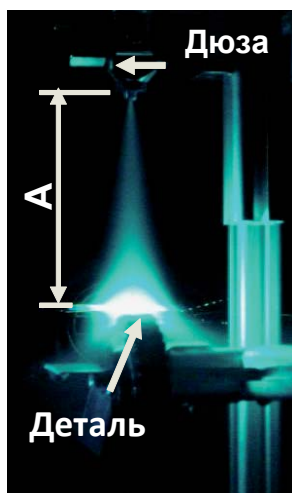


Рис. 3. Форма струи и расстояние до охлаждаемой поверхности

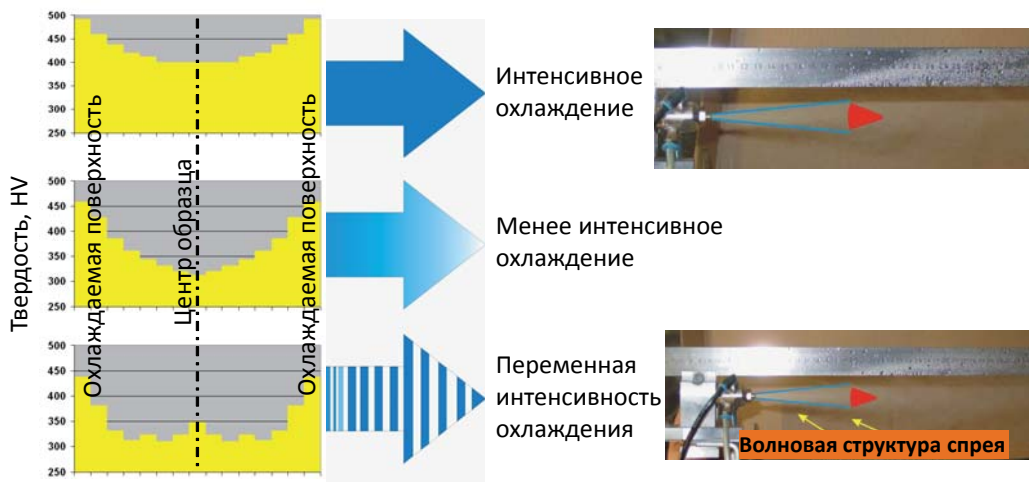


Рис. 4. Схема влияния стабильности струи на распределение твердости в цилиндрическом образце из стали 42CrMo4 при радиальном спрейерном охлаждении

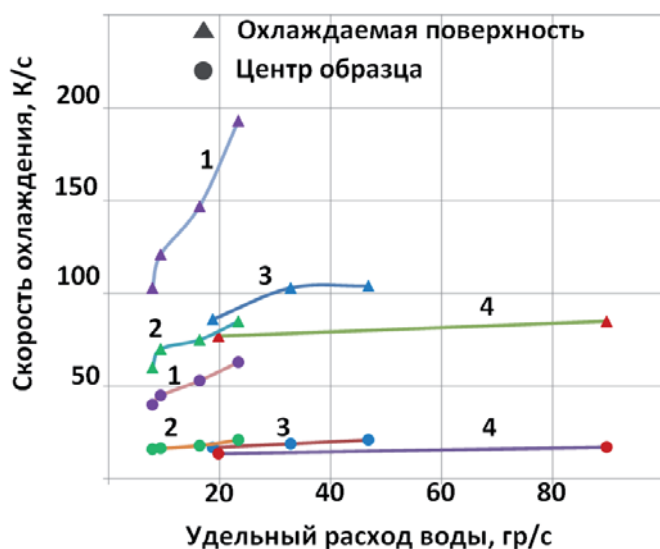


Рис. 5. Зависимость скорости охлаждения от удельного расхода воды в радиальном спрейфеле: 1 – диаметр образца 30 мм; 2, 3 – диаметр образца 60 мм; 4 – диаметр образца – 180 мм

воздушной смеси, выходящей из форсунки, определяется конструктивными параметрами самой форсунки. Однако регулировка давления воды и воздуха приводит также к изменению формы струи. В общем виде, влияние формы струи на снижение температуры определяется компромиссом между площадью охлаждаемой поверхности и количеством воды, подаваемой на эту поверхность в единицу времени. При этом следует обращать внимание на то, что по всей площади контакта струи и охлаждаемой поверхности должна быть обеспечена достаточная постоянная интенсивность охлаждения, которая влияет на динамику падения температуры. В процессе опытов было установлено, что при определенном соотношении давления воды и воздуха для данного типа форсунки может проявляться волновая плотность водо-воздушного потока по длине струи. Таким образом, переменная во времени скорость охлаждения, характерная для нестабильной струи приводит к появлению волн в распределении твердости в радиальном направлении (рис. 4).

1.2. Технологические параметры процесса охлаждения. С точки зрения эксплуатации спрейфеля, технологические параметры являются наиболее важными для обеспечения требуемой скорости охлаждения металла. К таким параметрам относятся: удельный расход воды и воздуха, а также эффективное время охлаждения.

1.2.1. Удельный расход воды. Обычно удельный расход воды определяется давлением в системе и является важным фактором, обеспечивающим теплоотвод с охлаждаемой поверхности. В процессе проведения исследований установлено, что именно расход воды оказывает основное влияние на разницу температур поверхности и центральной части образца, что приводит к увеличению градиента механических свойств, в частности твердости по поперечному сечению изделия. Диапазон воздействия удельного расхода воды на скорость снижения температуры ограничен с одной стороны её физическими свойствами в условиях спрейерного охлаждения, а с другой стороны – размерами охлаждаемого изделия (рис. 5). С увеличением размеров образца интенсивность влияния удельного расхода воды на скорость охлаждения падает. Кроме того, удельный расход воды, как было отмечено выше, оказывает воздействие на форму струи. При прочих равных, чем больше давление, тем струя уже.

1.2.2. Удельный расход воздуха. Этот параметр в водо-воздушном спрейерном охлаждении играет три роли: собственно обеспечивает охлаждение поверхности за счет теплопередачи, поддерживает скорость капель воды, а также формирует условную (эффективную) ширину струи. Кроме того, замечено, что в форсунках определённых конструкций увеличение расхода воздуха приводит к снижению расхода воды. Это связано с противодействием в смесительной камере форсунки.

1.2.3. Время обработки. Продолжительность воздействия спрея на охлаждаемое изделие определяет глубину прокаливаемого слоя, в случае закалки, а также значение температуры отпуска при реализации схемы «закалка-отпуск». На рис. 6 приведены экспериментальные зависимости температуры от времени обработки для охлаждения цилиндрического образца диаметром 180 мм в радиальном спрейфеле с удельным расходом воды 90 г/с.

1.2.4. Общий расход воды и воздуха. Этот показатель является заменителем шкалы времени для случаев сравнения различных режимов обработки. Особенно эффективно его использование в случаях сравнения режимов охлаждения с различными удельными расходами воды и воздуха.

1.3. Температура изделия перед охлаждением. Влияние абсолютных значений температуры на скорость охлаждения определяется значениями коэффициента теплопередачи, а также разницей температур поверхности и охлаждающей среды. Здесь следует отметить, что важным аспектом интегрированных технологических

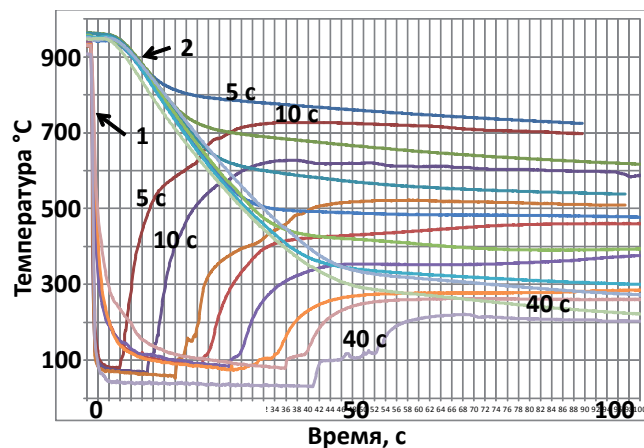


Рис. 6. Зависимости температуры образца от времени по данным термопар: 1 – 1 мм от охлаждаемой поверхности; 2 – центр образца. Время обработки в спрейфеле – 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35 и 40 с

тем могут быть использованы при определении коэффициента теплопередачи.

1.1.3. Форма струи. В основном форма струи водо-

процессов является практически равномерное распределение начальной температуры по поперечному сечению изделия. Разница между температурой поверхности и центра перед охлаждением обычно не превышает 5 %.

1.4. Форма изделия. Для оценки влияния формы на скорость охлаждения изделия главным показателем является отношение площади охлаждаемой поверхности к объему, тепло из которого отводится через эту поверхность. Это связано с тем, что при прочих равных условиях теплоёмкость пропорциональна объему изделия, а теплопередача – площади его охлаждаемой поверхности.

1.5. Изменение температуры металла. Спрейерное охлаждение, с учетом формы и размеров изделия, а также удельного расхода воды и воздуха позволяет регулировать скорости охлаждения в диапазоне 10-300 К/с. Такая разница скоростей в соответствии с термо-кинетическими диаграммами для каждого материала позволяет управлять структурой и свойствами металла. Так, например, возможно производить закалку с заданной скоростью охлаждения, а также реализовать процессы «закалка-отпуск» и «закалка-старение» при регламентированной температуре конца охлаждения. Достижение этой температуры возможно путём управления технологическими параметрами процесса.

Вывод

Дальнейшие исследования процесса водо-воздушного спрейерного охлаждения в интегрированных технологических процессах должны развиваться в следующих направлениях: определение температурных полей внутри охлаждаемых изделий с различными геометрическими характеристиками и свойствами металла; определение влияния параметров конструкции и технологии охлаждения на изменение этих полей; уточнение методов расчета коэффициента теплоотдачи при спрейерном охлаждении; определение зависимостей структуры, свойств, остаточных напряжений и искажения формы изделия в зависимости от параметров интегрированного технологического процесса.

Библиографический список

1. Grydin, O.; Schaper, M.; Bach, Fr.-W.; Howard, S. M. (Hrsg.) (2009): Analysis of microstructure evolution during cold deformation of air-hardening steel LH800, EPD congress 2009, S. 91-98. Warrendale, Pa.: TMS, 2009.
2. Большаков В.И. Оборудование термических цехов, технологии термической и комбинированной обработки металлопродукции: уч. для студ. вузов / Вл.И. Большаков, И.Е. Долженков, А.В. Зайцев. – Изд. 2-е, перераб. и доп. - Днепропетровск: РИА «Дніпро-БАЛ», 2010. - 619 с.
3. So, H.; Faßmann, D.; Hoffmann, H.; Golle, R.; Schaper, M. (2012): An investigation of the blanking process of the quenchable boron alloyed steel 22MnB5 before and after hot stamping process, Journal of Materials Processing Technology 212 (2012) 437-449.
4. Kramer, C. Intensive Cooling of Light Metal Alloy Extrusions by Air and Water // Proc. of 7th Int. Aluminum Extrusion Technology Seminar. – 2000. –Vol. I. – P. 397-407.
5. Gretzki, T.; Krause, C.; Frolov, I.; Hassel, T.; Nicolaus, M.; Bach, Fr.-W.; Kästner, M.; Abo-Namous, O.; Reithmeier, E. (2009): Manufacturing Surface Hardened Components of 42CrMo4 by Water-Air Spray Cooling, Steel Research International Vol. 80, Nr. 12, S. 906-915, 2009.
6. Rodman, D.; Krause, C.; Nürnberger, F.; Bach, Fr.-W.; Gerdes, L.; Breidenstein, B. (2012): Investigation of the surface residual stresses in spray cooled induction hardened gearwheels, International Journal of Materials Research, Vol. 103, Nr. 1, pp. 73-79.
7. Bikass S., Andersson B., Ma X. An Approach to Simulate Shape Distortion due to Cooling in Aluminium Extrusion // Kei Engineering Material, 424 (2010). – P.65-70.
8. Sonderforschungsbereich 489 «Prozesskette zur Herstellung präzisionsgeschmiedeter Hochleistungsbauteile» <http://www.sfb489.uni-hannover.de/>
9. Extrusion and Air-Water Cooling of Al Si1MgMn Alloy Extruded Profiles / V.M. Danchenko, O.M. Golovko, S.M. Belyaev, M. Schaper, M. Novak // Metallurgical and Mining Industry, 2010, Vol. 2, No. 5. – P. 355-362.
10. Krause, C.; Scheer, C.; Nürnberger, F.; Reimche, W.; Bach, Fr.-W. (2006): Annealing of the edge-layer of precision forged gears of 42CrMo4 by a two-phase spray cooling, Vestnik NTUU KPI, Nr. 48, S. 33-36, 2006.



УДК 621.774.

Данченко В.Н. /д.т.н./, Колповский В.Н. /к.т.н./, Дрожжа П.В. /к.т.н./, Фролова М.А.
Национальная металлургическая академия Украины

Непрерывная прокатка труб с утонением концов

В статье выполнен анализ влияния основных параметров непрерывной прокатки на длину утолщенных концов при безоправочной прокатке труб с натяжением. Проведено сравнение известных методик по определению параметров подготовленных концов черновых труб перед редуцированием. Предложена новая методика определения параметров настройки непрерывного стана ТПА 30-102 при прокатке черновых труб с утонением стенки концов: дополнительного обжатия концевых участков черновых труб и длины подготовленного конца черновой трубы. Ил.: 3. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: непрерывная прокатка труб, редуцирование с натяжением, утонение концов черновых труб

This article gives an analysis of the influence of basic parameters of a continuous rolling on the length of the thickened ends with non-mandrel rolling pipes with tension. A comparison of the known techniques for the characterization of all drafts prepared by the pipe before the pressure reduction. A new technique for determining the settings of continuous TRM 30-102 for roughing rolling pipewall thinning ends: an additional reduction of end sections of pipes and the rough end of the draft prepared by the length of the tube.

Keywords: continuous tube rolling, reduction with tension, roughing rolling pipewall

Разработка направлена на совершенствование методики расчета технологических параметров прокатки в непрерывном оправочном стане при утонении стенки на концевых участках черновых труб в соответствии с характером их утолщения при последующем редуцировании.

Целью настоящей работы является снижение концевой обрезки после редуцирования в соответствии с толщиной стенки, выходящей за пределы поля допусков, и, естественно, уменьшение расходного коэффициента металла при производстве труб на агрегате с непрерывным оправочным станом.

При прокатке труб на ТПА с непрерывным оправочным станом более или менее глубокое редуцирование для расширения сортамента в сторону труб малого диаметра, как известно, приводит к образованию значительной концевой обрезки из-за утолщения стенки, значения которой превышают допустимые пределы [1]. К сожалению, исключить концевую технологическую обрезку утолщенных концов невозможно из-за особенностей редуцирования труб с натяжением. Применение режимов прокатки труб в редуциционно-растяжных станах со значительным натяжением позволяет существенно расширить сортament готовых труб, однако, при этом прокатка концевых участков трубы в условиях действия преимущественно одностороннего натяжения приводит к утолщению этих участков. С этой целью агрегаты оборудуют системами утонения концевых участков труб на непрерывном оправочном стане. При этом одной из главных задач является определение основных параметров подготовленных концов.

Под параметрами подготовленных концов черновых труб принято понимать толщину стенки на торцах и характер изменения ее по длине концевых участков. Расчет этих параметров осуществляется при условии обеспечения минимальной обрезки. При этом должны учитываться особенности прокатки в непрерывном стане и деформация подготовленных концов в процессе редуцирования.

В литературе известны методики расчета основных технологических параметров для подготовки концов труб перед редуцированием [2, 3]: зависимости, основанные на условии равенства объемов металла, заклю-

© Данченко В.Н., Колповский В.Н., Дрожжа П.В., Фролова М.А., 2012 г.

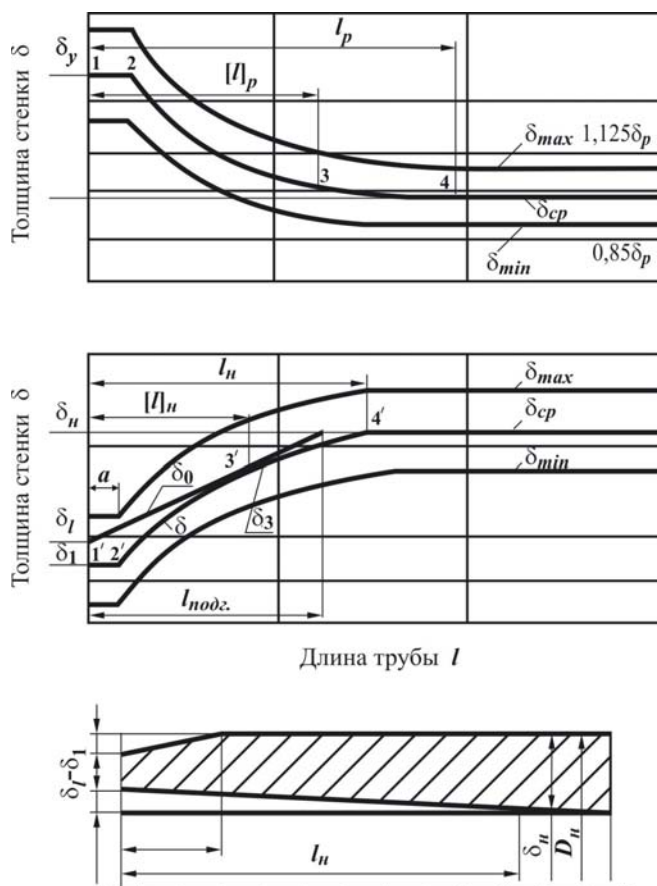


Рис. 1. Схема к определению геометрических размеров подготовленных концов труб

ченных в утолщенном конце готовой трубы и исходной заготовки, из которой он образуется; методика, основанная на постоянстве толщины стенки на концах готовых труб, и др.

При этом предлагается использовать линейный закон изменения толщины стенки подготовленных концов, в связи с тем, что в промышленных условиях наиболее простые и надежные устройства для перемещения вала рабочей клетки обеспечивают его линейное перемещение. Более правильным следует считать, что для получения готовых труб с постоянной толщиной стенки на концах необходимо подготовить концы черновых труб таким образом, чтобы закон изменения толщины стенки был обратным закону изменения толщины стенки утолщенных концов (рис. 1).

Для редуцируемых труб необходимо знать значения длины отрезаемых и полных утолщенных концов, толщины стенки на торцах и характер изменения по длине.

Приводим анализ известных зависимостей для определения длины утолщенных концов готовых труб. В зависимости от межклетевого расстояния редуцирующего стана и коэффициента суммарной вытяжки $l_{\text{общ}}$

$$[l]_p = 2W \sqrt{\lambda_{\text{общ}}} \quad (1)$$

Формула пригодна для случая, когда $l_{\text{общ}} \geq 1,8$.

Влияние межклетевого расстояния, количества клеток n , общего натяжения $Z_{\text{общ}}$ на длину утолщенных концов труб учитывается следующими зависимостями

$$[l]_{\text{рп}} = 0,7(n-2)Z_{\text{общ}}W \quad (2)$$

$$[l]_{\text{рз}} = 0,95(n-2)Z_{\text{общ}}W - 700 \text{ мм} \quad (3)$$

Формула для определения длины концевых отходов выведена на основе зависимости изменения толщины стенки по длине утолщенного конца трубы. Такая зависимость представлена экспонентой

$$\delta = \delta_p \left(1 + \frac{\delta_y - \delta_p}{\delta_p} e^{-Sl} \right) \quad (4)$$

где $S = \frac{\phi}{W}$; l – текущая длина утолщенного конца трубы.

Сравнение результатов, полученных по формуле (4) с экспериментальными данными показало возможность ее применения для расчета длины утолщенных концов труб.

Зависимости для определения длины обрезаемых переднего и заднего концов труб с утолщенной стенкой

$$[l]_{\text{рп}} = 0,0036(n-1)W(138 + m_{\text{общ}}) \sqrt{Z_{\text{общ}}} \left(1 - B \frac{10,55}{m_{\text{общ}} + 44,9} \sqrt{\left((\Delta_{\text{ст}} + \Delta_{\text{фр}}) - 200 \left(\frac{\delta_{\text{ср}}}{\delta_p} - 1 \right) \right)} \right) \quad (5)$$

$$[l]_{\text{рз}} = 0,0095(n-1)W(46,3 + m_{\text{общ}}) \sqrt{Z_{\text{общ}}} \left(1 - B \frac{121}{m_{\text{общ}} + 44,9} \sqrt{\left((\Delta_{\text{ст}} - \Delta_{\text{фр}}) - 200 \left(\frac{\delta_{\text{ср}}}{\delta_p} - 1 \right) \right)} \right) \quad (6)$$

$$\text{где } B = \frac{1,514Z_{\text{общ}} + (1,14 - 2Z_{\text{общ}})}{1,514Z_{\text{общ}} - (1,14 - 2Z_{\text{общ}})},$$

$D_{\text{фр}}$ – фактическое поле разброса толщины стенки готовой трубы, %;

$d_{\text{ср}}$ – средняя фактическая толщина стенки готовой трубы.

Теми же авторами позднее предложена еще одна формула

$$[l]_p = l_p \left[1 - \left(\frac{\delta_{\text{макс}} - \delta_{\text{ср}}}{\delta_y - \delta_{\text{ср}}} \right)^{\frac{\delta_{\text{ср}} \lambda_0}{\delta_y \lambda_m}} \right], \quad (7)$$

где $l_p = K \frac{W}{m_{\text{ср}}} \ln \frac{\lambda_t}{\lambda_0}$, $m_{\text{ср}}$ – средняя деформация трубы по диаметру в одной клетке; l_t – коэффициент

вытяжки средней части трубы; λ_0 – коэффициент вытяжки исходной трубы при редуцировании без натяжения; K – коэффициент пропорциональности;

- для переднего утолщенного конца трубы

$$K = \lambda_0 - (1 - m_{\text{общ}}^3) \left(1 + \frac{D_p}{D_n} \right) \ln \lambda_0,$$

- для заднего утолщенного конца трубы

$$K = \lambda_0 + \left(1 + \frac{m_{\text{общ}}^3}{\lambda_0 - 1,5m_{\text{общ}}} \right)^4 \ln \frac{1 + m_{\text{общ}}}{\lambda_0}.$$

Наконец зависимости [4], которые считают наиболее точными по результатам сравнения с экспериментальными данными:

для переднего утолщенного конца

$$[l]_{\text{пр}} = 5,2 K_1 K_2 W Z_{\text{общ}} \quad (8)$$

для заднего утолщенного конца

$$[l]_{\text{пз}} = 3,7 K_1 K_2 W (2,89 \times Z_{\text{общ}} - 1,68 \times Z_{\text{общ}}^2) \quad (9)$$

где $K_1 = 0,53 (12,5 - \Delta'_{\text{ст}} + \Delta'_{\text{ф.к}}) + 0,64$; $K_2 = 0,07 \times m_{\text{заг}} - 0,0004 \times m_{\text{заг}}^2 - 1,24$; $\Delta'_{\text{ст}}$, $\Delta'_{\text{ф.к}}$ - общее допустимое стандартном и фактическое поле разброса толщины стенки готовой трубы, %; $m_{\text{общ}}$ - общая деформация трубы по диаметру.

Формулы (6) и (7) при общих деформациях более 50 % дают завышенные результаты.

Все остальные формулы (3-7) не могут быть рекомендованы для расчета длины утолщенных концов труб при редуцировании с натяжением в широких пределах, так как они получены на основании экспериментальных данных для конкретных установок и не учитывают основных факторов процесса редуцирования, исходной разностенности и др.

Теоретическая кривая изменения толщины стенки подготовленных концов черновых труб состоит из двух участков: прямолинейного 1'-2' и криволинейного 2'-3'-4' (рисунок 1). Анализируя далее, отмечаем, что

$$\delta_1 = \delta_n \sqrt{\frac{D_p}{D_n}}.$$

Точка 1' расположенная на торце подготовленного конца черновой трубы, а точка 2' - на расстоянии a .

Закон изменения толщины стенки на криволинейном участке 2'-3'-4' удобно описать логарифмической зависимостью

$$\delta = A \ln Kl, \quad (10)$$

где A , K - постоянные коэффициенты.

Учитывая, что

$$\delta = A \ln Kl \begin{cases} \delta_1, \text{ если } 0 \leq l \leq a \\ A \ln Kl, \text{ если } a \leq l \leq l_n \end{cases},$$

при $l = a$ $\delta_1 = A \ln Ka$; $l = l_n$ $\delta_1 = A \ln Kl_n$

и решая систему из двух уравнений получаем

$$A = \frac{\delta_n - \delta_1}{l_n \ln \frac{l_n}{a}}, \quad K = \frac{1}{a} e^{\frac{\delta_1}{A}} \quad (11)$$

Значение толщины стенки трубы в точке 3' находим из выражения (11) при условии, что $l = [l]_n$

$$\delta_3 = A \ln K[l]_n. \quad (12)$$

Толщина стенки в точке 4' известна и равняется δ_n .

Точки 3' и 4' расположенные от торца трубы на расстояниях $[l]_n$ и l_n , что отвечает значениям длин концов черновых труб, на которые припадают обрезанный и полный утолщенные концы готовых труб. Величины $[l]_n$ и l_n находят по зависимостям

$$l_n = \frac{\delta_p \cdot (D_p - \delta_p) l_p + W / 2 \phi (\delta_y - \delta_p / \xi) \cdot [2(D_p - \delta_p) - \delta_p - \delta_p / \xi]}{\delta_n \cdot (D_n - S_n)},$$

где $l_p = \frac{W}{\phi} (\ln \frac{\delta_y - \delta_p}{\delta_p} + 3,5)$;

$$[l]_n = \frac{\delta_p \cdot (D_p - \delta_p) \cdot [l]_p + W / 2 \phi (\gamma_y - 1,125 \delta_p / \xi) \cdot [2(D_p - \delta_p) - \delta_p - 1,125 \delta_p / \xi]}{\delta_n \cdot (D_n - \delta_n)},$$

где $[l]_p = \frac{W}{\phi} \ln \frac{(\delta_y - \delta_p) \cdot \xi}{1,125 \delta_p - \delta_p \cdot \xi}$;

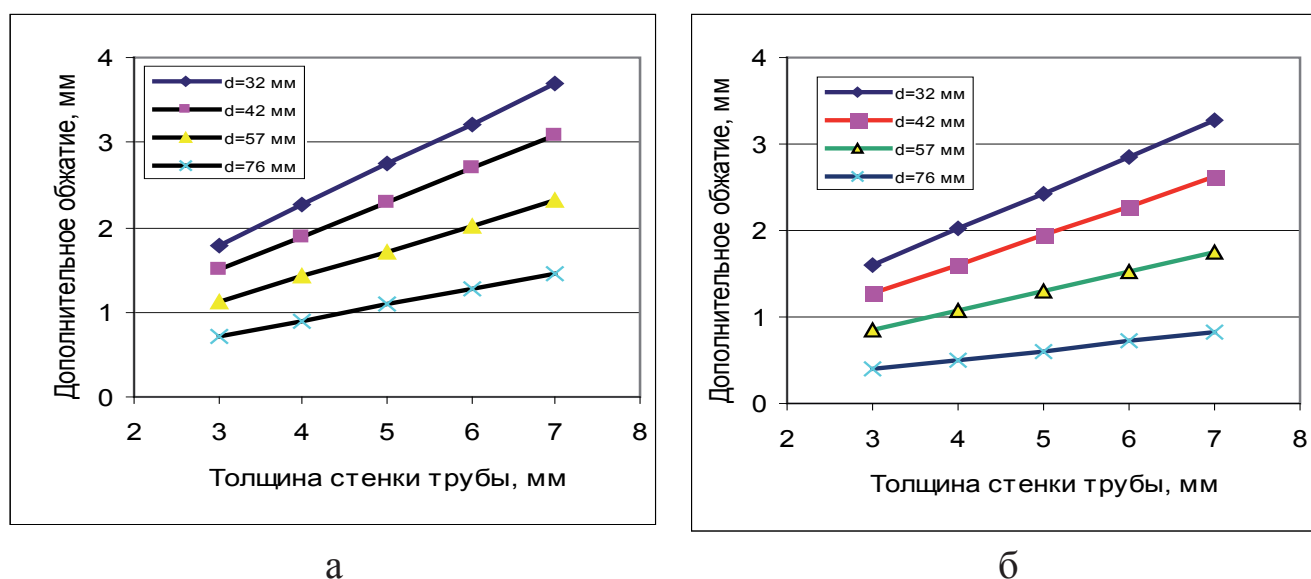


Рис. 2. Номограммы для определения длины подготовленных концов черновых труб: а – диаметр черновой трубы 115 мм; б – диаметр черновой трубы 95 мм

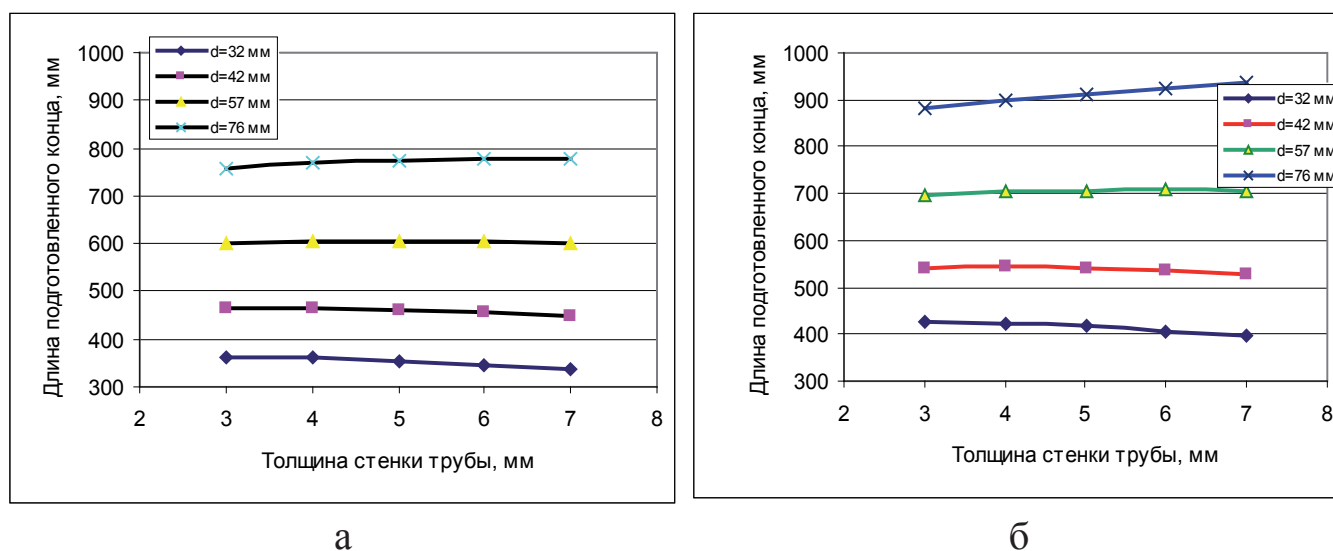


Рис. 3. Номограммы для определения величины дополнительного обжатия концевых участков черновой трубы: а – диаметр черновой трубы 115 мм; б – диаметр черновой трубы 95 мм

j – коэффициент, который учитывает интенсивность изменения толщины стенки по длине утолщенного конца;

d_y – средняя толщина стенки на торце утоненного конца;

x – коэффициент, который учитывает точность прокатки труб $\xi = 1 + \frac{\Delta_1 + \Delta_2}{2}$;

D_1 – относительная поперечная разностенность;

D_2 – разброс средней толщины стенки труб.

При допущении линейного изменения толщины стенки по длине подготовленного конца $\delta_0 = f(l)$ предлагается следующее решение

Для снижения обреза утолщенных концов труб достаточно, чтобы утонение стенки происходило только на длине $[l]_n$. Поэтому прямая $\delta_0 = f(l)$ должна проходить через точку 3', принадлежащую кривой $\delta = A \ln Kl$ и отстоящую от торца трубы на расстоянии $[l]_n$ (рисунок 1).

Так как две функции $\delta_0 = f(l)$ и $\delta = A \ln Kl$ имеют общую точку 3', то можно найти $l_{\text{подг}}$ и δ_l .

Длина подготовленного конца $l_{\text{подг}}$ находится из уравнения

$$\delta_n - \delta_3 = (l_{\text{подг}} - [l]_n) \operatorname{tg} \alpha \quad (13)$$

где α - угол наклона прямой $\delta_0 = f(l)$.

Имея в виду, что первая производная функции $\delta = A \ln Kl$ есть тангенс угла наклона касательной к ней, то получим

$$\delta' = \frac{A}{[l]_n} = \operatorname{tg} \alpha.$$

Из выражения (18) получим

$$l_{\text{подг}} = [l]_n \left(\frac{\delta_n - \delta_3}{A} + 1 \right). \quad (14)$$

Для определения толщины стенки δ_l на торце подготовленного конца трубы запишем уравнение прямой $\delta_0 = f(l)$

$$\frac{\delta_0 - \delta_3}{\delta_3 - \delta_n} = \frac{l - [l]_n}{[l]_n - l_{\text{подг}}}. \quad (15)$$

Так точка δ_l лежит на прямой $\delta_0 = f(l)$, то справедливо равенство

$$\frac{\delta_l - \delta_3}{\delta_3 - \delta_n} = \frac{[l]_n}{[l]_n - l_{\text{подг}}}. \quad (16)$$

Подставляя (19) в (21) и решая последнее относительно δ_l , получим

$$\delta_l = \delta_3 - \frac{\delta_n - \delta_l}{\ln \frac{l_n}{a}} = \delta_{\text{подг}}, \quad (17)$$

где $\delta_{\text{подг}}$ - толщина стенки на торце подготовленного конца трубы.

По предложенной методике можно определить длину подготовленного конца и величину дополнительного обжатия на торце $\delta_n - \delta_l$.

Номограммы для определения длины подготовленных концов для некоторых типоразмеров готовых труб для ТПА 30-102 представлены на рис. 2.

Реальная величина дополнительного обжатия в 6 и 7 клетях непрерывного стана выбирается с учетом нескольких основных факторов: конструкция и возможности устройств для изменения обжатия в процессе прокатки, получение труб без бунтов и подрезов на их поверхности, исключения потери устойчивости поперечного профиля трубы при дальнейшем редуцировании (отношение диаметра к толщине стенки черновой трубы не должно превышать 35).

Номограммы для определения величины дополнительного обжатия концов черновых труб для части сортамента ТПА 30-102 приведены на рис. 3.

Анализируя полученные данные, следует отметить, что устройство для перемещения валков клетей непрерывного стана должно обеспечить перемещение валков до 3-4 мм за время от 0,1 до 0,2 с.

Выводы

1. В работе проанализировано влияние основных параметров на длину утолщенных концов при безоправочной прокатке труб с натяжением.
2. Выполнено сравнение известных методик по определению параметров подготовленных концов черновых труб перед редуцированием.
3. Предложена новая методика определения параметров настройки непрерывного стана ТПА 30-102 при прокатке труб с утонением стенки передних концов: дополнительного обжатия концевых участков черновых труб и длины подготовленного конца черновой трубы.
4. Применение технологии прокатки труб с утонением концов черновых труб позволит снизить расходный коэффициент металла.

Библиографический список

1. Данченко В.М., Гринкевич В.О., Головки О.М. Теорія процесів обробки металів тиском : Підручник. – Дніпропетровськ : Пороги, 2008. – 370 с.
2. В.Н. Данченко. Развитие теории процессов непрерывной продольной прокатки труб. В сб. Розвиток теорії процесів виробництва труб / Під наук. ред. д.т.н., проф. В.М. Данченка. – Дніпропетровськ : Системні технології, 2005. – 260 с.
3. Технология трубного производства : Учебник для вузов / В.Н. Данченко, А.П. Коликов, Б.А. Романцев, С.В. Самусев. – М.: Интермет Инжиниринг, 2002. – 640 с.
4. Технология непрерывной безоправочной прокатки труб. Гуляев Г.И., Ившин П.Н., Ерохин И.Н. и др. - М.: Металлургия, 1975. – 264 с.



Определение контактных напряжений при холодной прокатке с учетом особенностей кинематики очага деформации

Приведено решение для определения нормальных контактных напряжений при прокатке тонких и особо тонких полос с использованием модели напряжений трения, учитывающей особенности кинематики очага деформации, и описании дуги контакта уравнением прямой линии. Установлено, что параметры процесса холодной прокатки (R , h_0 , ε , f) не влияют на характер распределения контактных напряжений. Эпюры нормальных контактных напряжений и напряжений трения отличаются плавным характером изменения, что близко соответствует экспериментальным данным, а само решение обладает широким диапазоном работоспособности. Ил. 3. Библиогр.: 10 назв.

Ключевые слова: холодная прокатка, контактные напряжения, напряжения трения, эпюра, особенности кинематики, тонкая полоса

Solution had been presented for determining the normal contact stresses while rolling thin and especially thin strips using the model of friction stresses what takes into account the particularities of kinematics in deformation zone and description of the contact arc by equation of the straight line. It was established that parameters of the cold rolling process (R , h_0 , ε , f) don't effect the character of the contact stresses distribution. Patterns of the normal contact stresses and those of friction stresses differ by the smooth character of change what corresponds to experimental data, and presented solution has the wide range of serviceability.

Keywords: cold rolling, contact stresses, frictional stress, diagram, especially of the kinematics, a thin strip

В теории тонколистовой прокатки, как и в теории других процессов пластической деформации, основной является задача об определении контактных напряжений, поскольку от уровня и характера распределения напряжений на контактной поверхности зависит точность прогнозирования энергосиловых, кинематических и температурных параметров процесса и, как следствие, эффективность разрабатываемых на их основе режимов деформации. Особую значимость эта задача приобретает при холодной прокатке тонких и особо тонких полос, пластическая деформация которых осуществляется при больших значениях параметра R/h_0 ($R/h_0 > 500 - 3000$, где R , h_0 – радиус рабочего вала и толщина полосы на входе в очаг деформации), т.е. в условиях, когда напряжения трения на контакте металла с инструментом оказывают решающее влияние на параметры процесса [1-4].

Теоретическому определению контактных напряжений при тонколистовой, главным образом, холодной прокатке, посвящены исследования многих авторов. Из них наибольшую известность получили решения А.И. Целикова, М.Д. Стоуна, Е. Орована, Р.В. Симса, А.А. Королева, Д. Бленда и Г.Форда, А.В. Третьякова, В. Робертса и др. Анализ решений этих авторов содержится в работах [1-3, 5]. Сравнение эпюр контактных напряжений, построенных по теоретическим решениям разных авторов, с экспериментальными эпюрами показало, что они существенно отличаются не только количественно, но и качественно, причём с уменьшением толщины прокатываемых полос отличия между ними увеличиваются. В работе [3] приведены результаты сравнительного исследования точности и работоспособности теоретических моделей среднего контактного нормального напряжения (среднего коэффициента напряженного состояния n_0) при холодной прокатке, предложенные М.Д. Стоуном, А.И. Целиковым, Д. Блендом и Г.Фордом, В. Робертсом и В.М. Луговским. Результаты выполненного исследования показали, что модели этих авторов имеют ограниченный диапазон работоспособности и приводят к чрезмерно большим, не подтверждённым прокаткой, значениям параметра n_0 с увеличением параметра R/h_0 или с уменьшением толщины прокатываемой полосы. Это означает, что они не могут быть использованы для прогнозирования среднего контактного нормального напряжения при холодной прокатке тонких и особо тонких полос. Поэтому исследования, направленные на уточнение теории контактных напряжений при прокатке тонких и особо тонких полос является актуальными.

В теории тонколистовой прокатки при определении контактных напряжений обычно пользуются дифференциальным уравнением равновесия продольных сил, которое для двумерной деформации записывается в виде [1]

$$dp = \left(2k \pm \frac{\phi}{\operatorname{tg} \phi} \right) \frac{dh_x}{h_x}, \quad (1)$$

где p , τ – текущие значения нормальных напряжений и напряжений трения на контактной поверхности; h_x ,

j – текущее значение толщины полосы и угла контакта и в очаге деформации; k – среднее значение сопротивления чистому сдвигу материала полосы в очаге деформации.

Очевидно, что точность и корректность решения уравнения (1) зависит от точности и корректности принятой модели для описания напряжений трения, а также от точности описания линии контакта полосы с валком при прокатке. Чаще всего при решении уравнения (1) линию контакта металла с инструментом описывают уравнениями прямой линии, либо параболы, а для описания напряжений трения пользуются условиями [1, 4]

$$\tau = fp; \quad (2)$$

$$\tau = f_{\sigma} 2k, \quad (3)$$

где f, f_{σ} – коэффициент трения и показатель сил трения.

Условия (2), (3) получили известность в прокатной литературе соответственно как «закон Амантона» и «закон Зибеля», несмотря на то, что они законами не являются. В работах [4, 6] было установлено, что условия (2), (3) не отражают особенности и закономерности кинематики на контакте полосы с валками и являются физически не обоснованными и не обеспечивают требуемую точность прогнозирования напряжений трения при прокатке. Поэтому они не могут быть рекомендованы для использования при теоретическом определении нормальных контактных напряжений.

Вместе с тем большинство опубликованных теоретических решений для определения нормальных контактных напряжений при тонколистовой, прежде всего, холодной прокатке, получены с использованием условия (2). Применение данного условия приводит к искусственному увеличению влияния напряжений трения и коэффициента трения на нормальные напряжения и, как следствие, к снижению точности и ограничению диапазона работоспособности теоретических моделей для прогнозирования нормальных напряжений при холодной прокатке.

Требуется дополнительное обоснование и корректность описания линии контакта полосы с валком. Результаты моделирования [3, 7] показали, что фактическая линия контакта полосы с валком при холодной прокатке тонких и особо тонких полос, представляет собой сложную кривую, в том числе кривую с отрицательной кривизной. Поэтому в данных условиях прокатки описание линии контакта металла с инструментом уравнением прямой линии является более обоснованным и более точным, чем её описания уравнениями параболы или окружности.

С целью устранения указанных недостатков в работе [6] были предложены новые модели для прогнозирования напряжений трения при холодной прокатке, которые учитывают особенности кинематики процесса прокатки тонких и особо тонких полос:

для зоны отставания

$$\tau = -fp \frac{V_{скх}}{|V_{ск0}|} = -fp \frac{h_0}{h_0 - h_n} \left(\frac{h_n}{h_x} - 1 \right); \quad (4)$$

для зоны опережения

$$\tau = -fp \frac{V_{скх}}{|V_{ск1}|} = -fp \frac{h_1}{h_n - h_1} \left(\frac{h_n}{h_x} - 1 \right), \quad (5)$$

где f – коэффициент трения; $V_{ск0}, V_{ск1}$ – значения скорости скольжения, соответственно в сечениях входа и выхода из очага деформации; h_0, h_n, h_1 – соответственно толщина полосы на входе, в нейтральном сечении и выходе из очага деформации; $V_{скх}$ – скорость скольжения в рассматриваемом сечении.

Целью данной работы является уточнение совместного решения уравнений (1), (4), (5) при описании дуги контакта уравнением прямой линии с учетом кинематических особенностей прокатки тонких и особо тонких полос.

Ранее нами было предложено решение дифференциального уравнения равновесия (1) с моделями напряжений трения (4), (5) при описании линии контакта металла с инструментом уравнением параболы [8]. При этом было установлено, что построенные по результатам этого решения эпюры нормальных контактных напряжений и напряжений трения существенно отличаются от эпюр, построенных по решению А.И. Целикова [1]. Однако реализация полученного решения численным методом при описании контактной линии полосы с валком уравнением параболы, привела к некоторому искажению формы и снижению точности эпюр $p/2k = \varphi(x/l)$ и $\tau/k = \varphi(x/l)$.

В данной статье решение уравнений (1), (4), (5) осуществляли при описании контактной линии полосы с валком уравнением прямой линии:

для зоны отставания

$$h_x = \frac{\Delta h}{l} \times (x - l) - h_1; \quad (6)$$

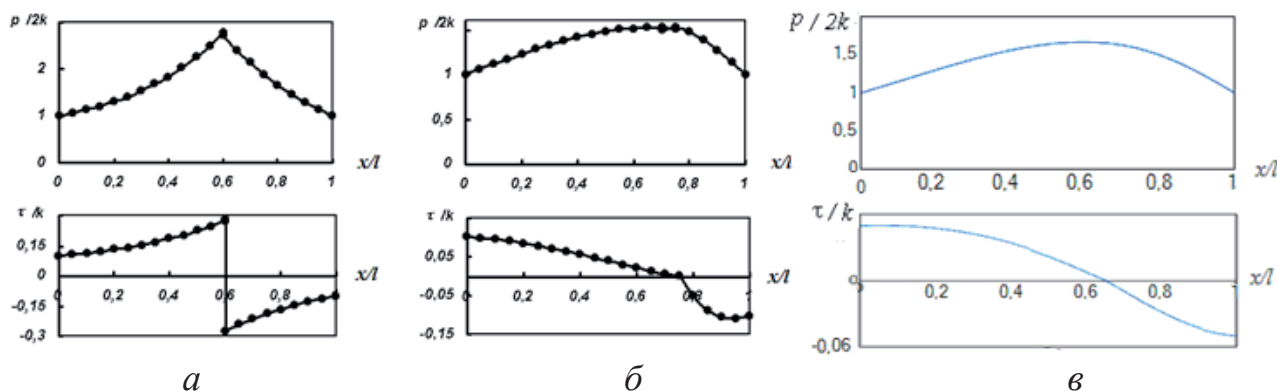


Рис. 1. Эпюры контактных напряжений при холодной прокатке полосы толщиной 0,3 мм, построенные по уравнениям, приведенным в работах [1] (а), [8] (б) и по предлагаемому решению (в) ($R = 300$ мм; $\varepsilon = 0,3$; $f = 0,05$)

для зоны опережения

$$h_x = \frac{\Delta h}{l}x + h_1, \quad (7)$$

где l , Dh – длина очага деформации и абсолютное обжатие при прокатке; x – текущая координата очага деформации.

Использование разных по форме уравнений для описания изменения толщины полосы в зонах отставания и опережения вызвано двумя обстоятельствами: разным направлением продольной оси и удобством при решении конечных уравнений, выражающих распределение контактных напряжений в этих зонах.

После совместного решения уравнений (1), (4), (5) получили дифференциальные уравнения для определения нормальных контактных напряжений при холодной прокатке тонких и особо тонких полос:

для зоны отставания:

$$\frac{dp}{2kdx} = \frac{dn_\sigma}{dx} = \frac{\Delta h}{lh_x} + \frac{2fn_\sigma a_0 \left(\frac{h_n}{h_x} + 1 \right)}{h_x}; \quad (8)$$

для зоны опережения:

$$\frac{dp}{2kdx} = \frac{dn_\sigma}{dx} = \frac{\Delta h}{lh_x} + \frac{2fn_\sigma a_1 \left(\frac{h_n}{h_x} - 1 \right)}{h_x}, \quad (9)$$

где

$$a_0 = \frac{h_0}{h_n - h_0}; \quad (10)$$

$$a_1 = \frac{h_1}{h_n - h_1}. \quad (11)$$

Аналитическое решение дифференциальных уравнений (8) и (9) оказалось невозможным, поэтому их решение производили численным методом. Для этой цели был использован метод Рунге–Кутты [9] и разработан алгоритм и программа для расчета, исследования и построения эпюр нормальных контактных напряжений и напряжений трения. Программа даёт возможность рассчитать значение контактных напряжений для большого количества сечений, что позволяет получить более высокую точность и плавность распределения контактных напряжений по длине очага деформации.

Для получения количественных данных об уровне и характере распределения нормальных контактных напряжений по уравнениям (8), (9) и напряжений трения по уравнениям (4), (5) было выполнено моделирование с использованием исходных данных ($R = 300$ мм; $R/h_0 = 100 - 3000$; $\varepsilon = 0,01 - 0,40$; $f = 0,035 - 0,12$), которое охватывало практически весь диапазон условий деформаций, реализуемый на действующих станах холодной полосовой прокатки, в том числе и на станах холодной прокатки тонких и особо тонких полос. Такие данные получали также по уравнениям А.И. Целикова [1] и по уравнениям, приведённым в работе [8], которые были получены в результате совместного решения уравнений (1), (4), (5) для случая, когда линия контакта полосы с валком описывалась уравнением параболы.

На рис. 1, в качестве примера, представлены эпюры контактных напряжений при холодной прокатке полосы толщиной 0,3 мм, построенные по уравнениям, приведённым в работах [1] (а), [8] (б) и по предлагаемому решению (в).

Видно, что эпюры нормальных напряжений по уравнениям (8), (9) (рис. 1в) имеют плавный куполообразный характер изменения с максимумом вблизи нейтрального сечения, а напряжений трения плавно переходят

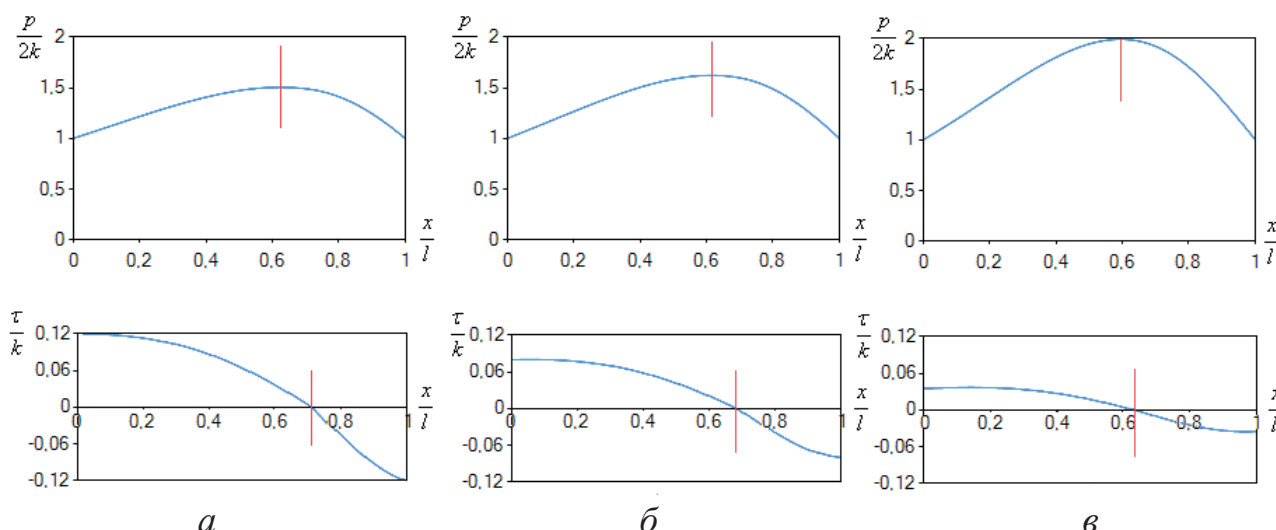


Рис. 2. Эпюры контактных напряжений при холодной прокатке, построенные по предлагаемому решению ($R = 300$ мм; $\varepsilon = 0,35$): а – $h_0 = 3,0$ мм; $f = 0,12$; б – $h_0 = 1,0$ мм; $f = 0,08$; в – $h_0 = 0,1$ мм; $f = 0,035$

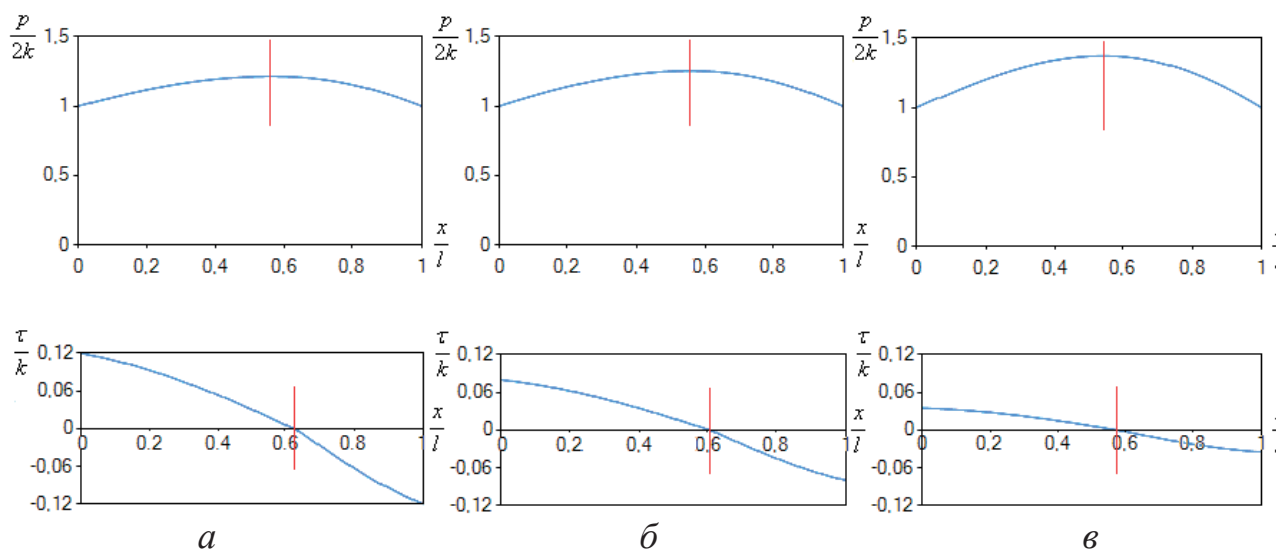


Рис. 3. Эпюры контактных напряжений при холодной прокатке, построенные по предлагаемому решению ($R = 300$ мм; $\varepsilon = 0,1$): а – $h_0 = 3,0$ мм; $f = 0,12$; б – $h_0 = 1,0$ мм; $f = 0,08$; в – $h_0 = 0,1$ мм; $f = 0,035$

через ноль в этом сечении и близко соответствует экспериментальным данным [10]. Практически такими, хотя и менее плавными, являются и эпюры $p/2k = \varphi(x/l)$ и $\tau/k = \varphi(x/l)$, построенные по уравнениям, приведенным в работе [8] (рис. 1б).

Эпюры $p/2k = \varphi(x/l)$ по уравнениям А.И. Целикова [1] (рис. 1а) отличаются характерным острым пиком в нейтральном сечении и в 1,5–2,0 раза более высокими значениями нормальных напряжений, что является следствием чрезмерно больших величин напряжений трения не только вблизи нейтрального сечения, но и по всей контактной поверхности.

Важно также отметить, что напряжение трения по А.И. Целикову приобретают максимальные значения в нейтральном сечении и меняют скачкообразно знак в этом сечении, в то время, как по предлагаемому решению и по экспериментальным данным напряжения трения в данном сечении равны нулю. Это свидетельствует о том, что уравнения (8), (9) обеспечивают более высокую точность и надежность прогнозирования уровня и характера распределения контактных напряжений по длине очага деформации при холодной прокатке тонких и особо тонких полос.

О диапазоне работоспособности уравнений (8), (9) можно судить по эпюрам $p/2k = \varphi(x/l)$ и $\tau/k = \varphi(x/l)$, приведенным на рис. 2, 3. Эти эпюры построены для случаев холодной прокатки полос толщиной от 3,0 до 0,1 мм ($R/h_0 = 100 - 3000$) с разными коэффициентами трения ($f = 0,035 - 0,12$), как с малыми ($\varepsilon = 0,1$) (рис. 2), так и с большими ($\varepsilon = 0,35$) (рис. 3) относительными обжатиями.

Анализ эпюр, приведенных на рис. 2, 3, позволяет отметить следующее:

1. Уравнения (8), (9) работоспособны во всём диапазоне изменения условий холодной прокатки на действующих станах.

2. Эпюры $p/2k = \varphi(x/l)$ и $\tau/k = \varphi(x/l)$ при холодной прокатке имеют одинаковый вид и отличаются между собой только количественно. Показано, что с ростом R/h_0 , ε и f уровень контактных напряжений увеличивается.

3. Установлено, что сечение максимума на эпюрах нормальных контактных напряжений не совпадает с положением нейтрального сечения. Во всех случаях холодной прокатки сечение максимума на эпюрах нормальных напряжений находятся в зоне отставания, т. е. отстаёт от нейтрального сечения. К аналогичным теоретическим выводам, полученным другим путём, пришли ранее А. Надаи и А.А. Королев, а несколько позже и А.И. Целиков [1].

4. Результаты выполненного исследования свидетельствуют о том, что значения коэффициента напряженного состояния при холодной прокатке обычно не превышают 1,5-2. Это согласуется с имеющимися экспериментальными данными [3, 10] и служит косвенным подтверждением точности и надежности предложенного решения для прогнозирования контактных напряжений при холодной прокатке тонких и особо тонких полос.

Выводы

1. Предложено решение для определения нормальных контактных напряжений при холодной прокатке тонких и особо тонких полос с использованием модели напряжений трения, учитывающей особенности кинематики очага деформации, когда линия контакта полосы с валками описывается уравнением прямой линии и разработано программное обеспечение для его реализации. Таким образом, создан мобильный инструмент для оперативного исследования уровня и характера распределения нормальных напряжений и напряжений трения на контакте металла с инструментом при холодной полосовой прокатке.

2. Исследования показали, что эпюры нормальных контактных напряжений по предлагаемому решению имеют плавный куполообразный вид с максимумом вблизи нейтрального сечения, а напряжения трения плавно переходят через ноль в этом сечении и близко соответствует экспериментальным данным. Установлено, что сечение максимума на эпюрах нормальных контактных напряжений не совпадают с нейтральным сечением и всегда находится в зоне отставания.

3. Установлено, что уравнения, выражающие распределение контактных напряжений работоспособны во всём диапазоне условий холодной прокатки, реализуемом на действующих станах. Показано, что параметры процесса холодной прокатки (R , h_0 , ϵ , f) на характер распределения контактных напряжений не влияют. Они влияют только на уровень контактных напряжений. Коэффициент напряженного состояния при холодной прокатке по полученным в настоящей работе уравнениям обычно не превышает 1,5-2,0, что хорошо согласуется с имеющимися экспериментальными данными и даёт основание рекомендовать их для практического применения.

Библиографический список

1. Теория продольной прокатки / А.И. Целиков, Г.С. Никитин, С.Е. Рокотян. – М.: Металлургия, 1980. – 320 с.
2. Робертс В. Холодная прокатка стали / Пер. с англ. – М.: Металлургия, 1982. – 544 с.
3. Василев Я.Д. Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки. – М.: Металлургия, 1995. – 368 с.
4. Теория продольной прокатки / Я.Д. Василев, А.А. Минаев. – Донецк: УНИТЕХ, 2010. – 456 с.
5. Крейндин Н.Н. Расчет обжатий при прокатке цветных металлов. – М.: Металлургиздат, 1963. – 408 с.
6. Василев Я.Д. Разработка новой модели напряжений трения при прокатке // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2000. - № 8–9. – С. 28–32.
7. Исследование контактной линии полосы с валком при холодной прокатке тонких полос / Я.Д. Василев, Д.В. Коноводов, М.И. Завгородний, Д.Н. Самокиш // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2011. - № 7. – С. 79–82.
8. Определение контактных напряжений при тонколистовой прокатке / Я.Д. Василев, Д.В. Коноводов, А.В. Дементиенко // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Зб. наук. праць. – Краматорськ, 2002. – С. 277–283.
9. Бахвалов Н.С. Численные методы. – М.: Наука, 1973. – 632 с.
10. Контактное взаимодействие металла и инструмента при прокатке / П.И. Полухин, В.А. Николаев, В.П. Полухин и др. – М.: Металлургия, 1974. – 200 с.



УДК 621.771

Кузьменко С.В.

ООО «ИНТЕРПАЙП НИКО ТЬЮБ»

Панюшкин Н.Е. /к.т.н./, Панюшкин Е.Н. /к.т.н./,**Коваленко Ю.В.**

Национальная металлургическая академия Украины

Кондратьев С.В. /к.т.н./

ООО НУПФ «Прецизионтруб-Юг»

Особенности настройки станов непрерывной прокатки труб и извлечения свободноплавающих оправок

Рассмотрены причины, приводящие к пластическому изгибу свободноплавающих оправок непрерывных оправочных станов, даны рекомендации по их устранению. Ил. 2.

Ключевые слова: оправка, изгиб, извлечение, непрерывная прокатка, труба

The reasons leading to the plastic bending of free-floating mandrels continuous mandrel mill are considered, recommendations are given to eliminate them.

Keywords: mandrel, bend, extraction, continuous rolling, pipe

Одним из возможных путей повышения качества труб с наружным диаметром менее 45,0 мм является снижение величины деформации в редуционно-растяжных станах. Такое изменение величин обжатия труб по диаметру позволяет:

- повысить качество внутренней поверхности труб за счет предотвращения появления дефектов, обусловленных качеством исходной трубной заготовки и образующихся при глубоком редуцировании черновых труб в редуционно-растяжном стане (PPC);

- уменьшить величину утолщенных концов готовых труб, пропорционально зависящей от величины редуцирования и соответствующего ей скоростного режима прокатки в PPC.

Уменьшения величины суммарного обжатия труб по диаметру в PPC можно добиться в результате уменьшения диаметра черновых труб, прокатываемых в непрерывном оправочном стане. В свою очередь, уменьшение диаметра черных труб приводит к необходимости уменьшения диаметров оправок, снижению их «жесткости», что, в конечном итоге, затрудняет проведение транспортных операций при их циркуляции. Кроме того, в ряде случаев наблюдается пластический изгиб оправок, приводящий к искривлению и невозможности, по этой причине, дальнейшего их использования.

В общем виде технология непрерывной прокатки труб на свободноплавающей оправке состоит из трех основных операций:

- введение длинной оправки в гильзу и одновременное их за-
дача в валки первой клетки непрерывного стана;

- собственно непрерывная прокатка труб;

- извлечение оправок из труб после их прокатки.

Очевидно, что искривление оправки возможно при осуществлении операции, в процессе которой она подвергается изгибу.

Это может происходить при прокатке труб, если настройка положений рабочих валков неудовлетворительна и центры калибров каких либо клеток не совпадают с осью прокатки непрерывного стана.

Рассмотрим возможный изгиб оправки между клетями непрерывного стана (рис. 1).

Представим оправку в меж-

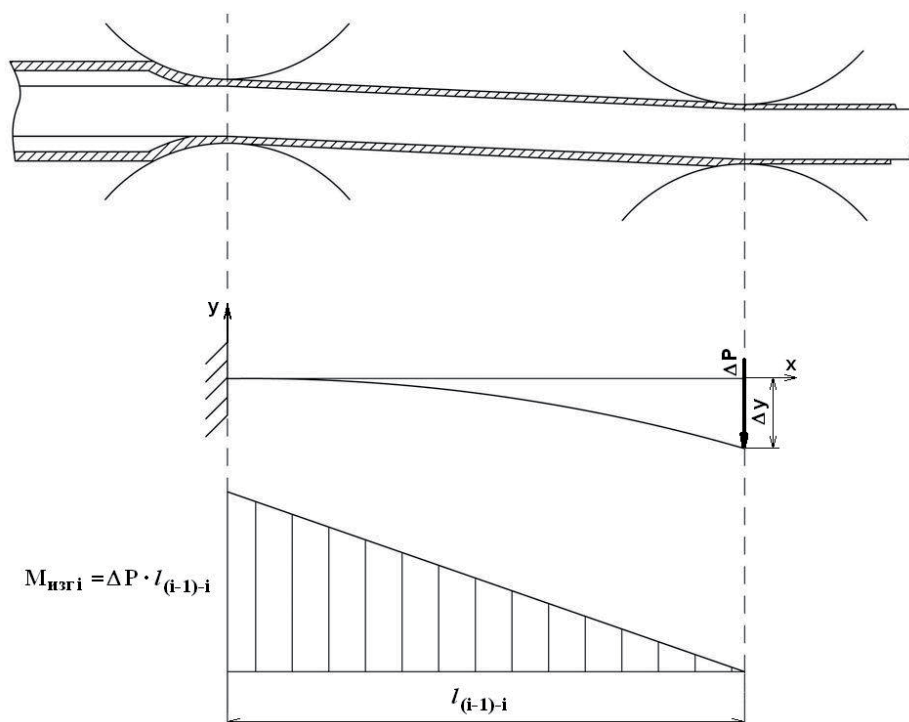


Рис. 1. Изгиб оправок непрерывного стана между его клетями

клетевом промежутке как балку круглого сечения, защемленную с одной стороны и нагруженную с другой стороны усилием ΔP . Для балки величина перемещения

$$\Delta y = \frac{\Delta P \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot J}, \quad (1)$$

где E – модуль упругости материала оправки; J – момент инерции сечения оправки:

$$J = \frac{\pi \cdot d_0^4}{64}. \quad (2)$$

Таким образом

$$\Delta y = \frac{\Delta P \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot \frac{\pi \cdot d_0^4}{64}} = \frac{64 \cdot \Delta P \cdot l^3}{3 \pi d_0^4 \cdot E}. \quad (3)$$

В свою очередь величина напряжения, возникающего в сечении оправки

$$\sigma_{изг.0} = \frac{M}{W_0}, \quad (4)$$

где M – величина изгибающего момента

$$M = \Delta P \cdot l; \quad (5)$$

W_0 – момент сопротивления изгибаемой оправки

$$W_0 = \frac{\pi \cdot d_0^3}{32}. \quad (6)$$

Уравнение (4) с учетом (5) и (6):

$$\sigma_{изг.0} = \frac{\Delta P \cdot l \cdot 32}{\pi d_0^3}. \quad (7)$$

Соответственно выражение (3) приобретает вид:

$$\Delta y = \frac{2 \cdot l^2}{3 \cdot d_0 \cdot E} \sigma_{изг.0}. \quad (8)$$

Если принять значение $s_{изг.0}$ равное величине предела текучести, то можно определить предельное значение прогиба оправки, превышение которого приводит к выходу изгиба оправки из упругой в пластическую зону деформации.

$$\Delta y_{упр.мах.} = \frac{2 \cdot l^2}{3 \cdot d_0 \cdot E} \sigma_m. \quad (9)$$

Как показывают расчеты для оправок ТПА 30-102 из стали 35ХН2Ф ($s_T = 86$ кг/мм²) с диаметром $d_0 = 89$ мм, межклетевым расстоянием $l = 1050$ мм величина её предельной упругой деформации составит:

$$\Delta y_{упр.мах.} = \frac{2 \cdot 105^2 \cdot 8600}{3 \cdot 8,9 \cdot 2,2 \cdot 10^6} = 3,23 \text{ см} = 32,3 \text{ мм}.$$

Таким образом, величина допустимой деформации, при которой оправки Ø89 мм могут изгибаться в области упругой деформации составляет 32,3 мм. И, следовательно, искривление оправок при прокатке труб в непрерывном стане маловероятно, так как подобные величины несовпадения центров калибров соседних клетей с осью прокатки невозможны.

Рассмотрим возможность искривления оправок в процессе их извлечения их из черновых труб после прокатки в непрерывном стане.

В общем виде, оправкоизвлекатель состоит из станины и цепи с U-образными захватами. В станине размещается люнет, имеющий возможность свободно перемещаться в вертикальной плоскости. В люнете установлено упорное кольцо, внутренний диаметр которого на 1-2 мм больше диаметра оправки.

Перед началом процесса извлечения свободный от металла задний конец оправки проталкивается через упорное кольцо, и оправка с прокатанной трубой находится в состоянии покоя до соприкосновения её хвостовика с U-образным упором движущейся цепи. После захвата оправки цепью извлекателя металл трубы опирается на упорное кольцо, а оправка начинает перемещаться, извлекаясь из трубы. При этом, поскольку задний конец трубы имеет неровный торец, часть металла трубы, как правило, попадает в зазор между упорным кольцом и оправкой. В результате этого, ось оправки располагается под углом α к направлению движения цепи и возникает усилие $P_{изг.}$, приводящее к изгибу оправки в плоскости её выхода из упорного кольца.

$$P_{изг.} = P_{изв.} \cdot \operatorname{tg} \alpha, \quad (10)$$

где $P_{изв}$ – усилие извлечения трубы из оправки.

При изгибе оправки в упругой зоне деформации в ней возникает изгибающее напряжение $\sigma_{изг}$, которые не должны превышать предел текучести σ_T , т.е.

$$\sigma_{изг} = \frac{M_{изг}}{W_0} \leq \sigma_T. \quad (11)$$

Для оценки параметров изгиба оправок рассмотрим процесс их извлечения.

Пусть скорость извлечения оправки постоянна в течении всего процесса и равна $V_{извл.}$, а изменение величины усилия извлечения ($P_{извл.}$) подчиняется линейному закону (рис. 2).

Учитывая, что пиковое значение $P_{извл.}$ возникает лишь в момент начала извлечения, считаем, что уменьшение этого усилия с величины P_{max} до нуля происходит на длине оправки

$$l = l_{опр} - l_1, \quad (12)$$

где l_1 – расстояние от упорного кольца до хвостовика оправки.

Тогда запишем

$$P_{извл.x} = P_{max} (1 - ax - b). \quad (13)$$

Начальные условия

$$\begin{aligned} x = l_1 & \quad P_{извл.x} = P_{изг}^{max} \\ x = l_{опр} - l_1 & \quad P_{извл.x} = 0 \end{aligned} \quad (14)$$

Подставляя начальные условия (14) в уравнение (13), получим

$$a = \frac{1}{l_{опр} - 2l_1}; \quad (15)$$

$$b = -\frac{l_1}{l_{опр} - 2l_1}. \quad (16)$$

Таким образом, выражение (13) примет вид

$$\begin{aligned} P_{извл.x} &= P_{max} \left(1 - \frac{x}{l_{опр} - 2l_1} + \frac{l_1}{l_{опр} - 2l_1} \right) = \\ &= \frac{P_{max}}{l_{опр} - 2l_1} (l_{опр} - l_1 - x) \end{aligned} \quad (17)$$

Используя ранее принятое допущение о равномерности скорости извлечения оправки, запишем

$$x = V_{опр} \cdot t_{извл}, \quad (18)$$

где $t_{извл.}$ – текущее время извлечения оправки.

$$P_{извл.x} = \frac{P_{max}}{l_{опр} - 2l_1} (l_{опр} - l_1 - V_{опр} \cdot t_{извл}). \quad (19)$$

Зная величину тянущего усилия $P_{извл.x}$, определяем изгибающий момент

$$\begin{aligned} M_{изг.x} &= P_{извл.x} \cdot \operatorname{tg} \alpha (x + l_1) = \\ &= P_{извл.x} \cdot \operatorname{tg} \alpha (V_{опр} \cdot t_{извл} + l_1) = \\ &= \frac{P_{max} \cdot \operatorname{tg} \alpha}{l_{опр} - 2l_1} (l_{опр} - l_1 - V_{опр} \cdot t_{извл}) (V_{опр} \cdot t_{извл} + l_1) \end{aligned} \quad (20)$$

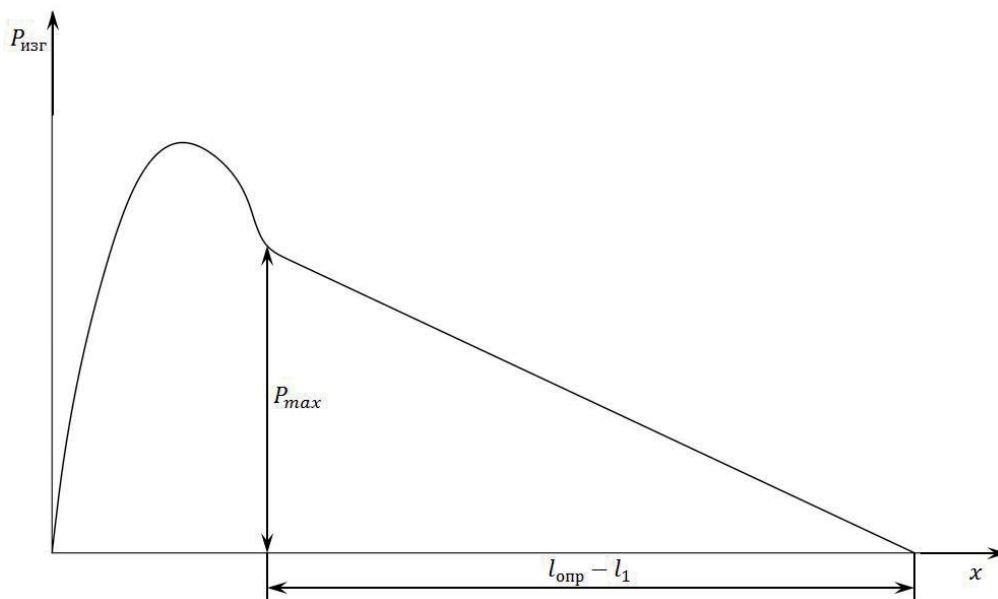


Рис. 2. Изменение величины усилия извлечения от длины извлеченной части оправки

Запишем выражение (20) в виде

$$M_{изг.х} = \frac{P_{\max} \cdot \operatorname{tg} \alpha}{l_{\text{онп}} - 2l_1} \times \left[(l_{\text{онп}} - l_1) \cdot l_1 + \right. \\ \left. + (l_{\text{онп}} - 2l_1) \cdot V_{\text{онп}} \cdot t_{извл} - V_{\text{онп}}^2 \cdot t_{извл}^2 \right] \quad (21)$$

Для определения максимальной величины изгибающего момента запишем

$$\frac{dM_{изг.х}}{dt} = \frac{P_{\max} \cdot \operatorname{tg} \alpha}{l_{\text{онп}} - 2l_1} \left[(l_{\text{онп}} - 2l_1) \cdot V_{\text{онп}} - \right. \\ \left. - 2V_{\text{онп}}^2 \cdot t_{извл} \right] = 0 \quad (22)$$

Из соотношения (22) следует

$$t_{извл} = \frac{(l_{\text{онп}} - 2l_1)}{2 \cdot V_{\text{онп}}} \quad (23)$$

Таким образом, максимальное значение изгибающего момента равно

$$M_{изг.х}^{\max} = \frac{P_{изг}^{\max} \cdot l_0^2 \cdot \operatorname{tg} \alpha}{4(l_0 - 2l_1)} \quad (24)$$

Учитывая необходимость выполнения соотношения (11) с учетом (6) запишем

$$\operatorname{tg} \alpha \leq \frac{\sigma_m \cdot \pi \cdot d_0^3 (l_0 - 2l_1)}{8 \cdot P_{извл}^{\max} \cdot l_0^2} \quad (25)$$

В свою очередь

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{d_{\kappa} - d_0}{b} \quad (26)$$

где b – ширина упорного кольца.

Соответственно, для изгиба оправки в упругой зоне величина зазора между внутренним диаметром упорного кольца и диаметром оправки должна быть

$$d_{\kappa} - d_0 \leq \frac{b \cdot \sigma_m \cdot \pi \cdot d_0^3 \cdot (l_0 - 2l_1)}{8 \cdot P_{извл}^{\max} \cdot l_0^2} \quad (27)$$

Для оправок диаметром 89 мм, длиной 20 м из стали 35ХН2Ф получим

$$d_{\kappa} - d_0 \leq \frac{40 \cdot 86 \cdot \pi \cdot 89^3 \cdot (20000 - 2 \cdot 3000)}{8 \cdot 25000 \cdot 20000^2} = 1.33 \text{ мм}$$

Выводы

1. Неправильная настройка непрерывного стана на ось прокатки не может приводить к пластическому изгибу оправок, поскольку величина их упругой деформации в межклетевом промежутке составляет более 30 мм, а процесс непрерывной оправочной прокатки труб с подобными величинами несовпадения центров калибров соседних клеток с осью прокатки невозможен.

2. Пластический изгиб оправок непрерывного стана малого диаметра, изготовленных из стали 35ХН2Ф, может происходить при извлечении оправок из «черновых» труб на цепном оправкоизвлекателе в случае использования упорных колец, внутренний диаметр которых на 2 мм и более превышает диаметр оправки (например, в случае работы на изношенных кольцах).

3. Максимально допустимая величина зазора между внутренним диаметром упорного кольца цепного оправкоизвлекателя и наружным диаметром оправки не должна превышать значения, полученного из выражения (27), и, для оправок диаметром 89 мм из стали 35ХН2Ф, составляет 1 мм.



УДК 669.71

Леднянський О.Ф. /к.т.н./, Федорова М.В., Бондаренко О.В. /к.т.н./
ДНУ ім. О. ГончараАндреев В.В.
НМетАУ

Дослідження зварюваності листових зразків зі сплаву 01570

Проведено дослідження зварюваності листового прокату зі сплаву 01570. Показано, що сплав системи Al-Mg-Sc 01570 задовільно зварюється аргондуговим та електронно-променевим методами. Встановлена наявність великої кількості пор в структурі зварного шва, отриманого аргондуговим методом. Також показано, що структура зварного шва, отриманого електронно-променевим методом зварювання більш однорідна та менш дефектна. Іл. 7. Табл. 1. Бібліогр.: 7 назв.

Ключевые слова: алюміній, скандій, зварювання, зварний шов, структура, дефекти

The process of welding sheet metal of alloy 01570 had been researched. It is showed that an alloy of Al-Mg-Sc 01570 satisfactory weld argon-arc and electron-beam welding method. The presence of a large number of pores in the structure of the weld seam obtained by argon-arc method was established. It also showed that the structure of the weld seam obtained by electron-beam welding method is more homogeneous and less defective.

Keywords: aluminum, scandium, welding, weld seam, structure, defects

Відомо, що збільшення вмісту магнію більше 4,5 % в сплавах системи Al-Mg призводить до зниження їх корозійної стійкості. Холодна деформація - викликає помітне зниження пластичності. Крім того, зміцнений матеріал знеміцнюється при зварюванні. Збільшення вмісту марганцю в сплавах цієї системи дозволяє підвищити міцність пресованих напівфабрикатів, проте це не вирішує проблеми для листової продукції [1].

В даний час перспективним напрямком вирішення проблеми підвищення технологічних характеристик сплавів на основі системи Al-Mg є додаткове легування даних сплавів перехідними металами, серед яких - скандій [2, 3 та ін.].

Найбільшого поширення серед цих сплавів отримав сплав 01570, що містить ~ 6 % Mg, 0,3-0,5 % Sc, а також добавки Mn, Cu, Zn та інших елементів. Подібно до всіх термічно незміцнюємих сплавів на основі системи Al-Mg сплав 01570 має добру зварюваність. Для вивчення можливості виробництва в Україні сплаву 01570 необхідно дослідити технологічні процеси отримання гарячедеформованих напівфабрикатів та зварних з'єднань із них.

В роботі [4] автор вказує, що наявність скандію надає значний модифікуючий вплив на структуру зварного шва. Зварний шов виходить щільним, дрібнозернистим, стійким проти гарячих тріщин. Однак з роботи залишається не зрозумілим, за яких технологічних параметрів і умов проводилось зварювання зразків з даного сплаву.

В роботі [5] автори провели експериментальні дослідження зі зварювання сплаву 01570 двома способами, перший, вольфрамовим електродом в середовищі інертного газу, і другий, за допомогою зварювання тертя з перемішуванням. Як видно з досліджень, позитивний вплив скандію на структуру і властивості зварного шва підтверджується. Проте з роботи також залишаються не відомими оптимальні технологічні параметри проведення процесу зварювання які необхідні для досягнення зазначених характеристик.

На підставі вище викладеного можна зробити висновок, що визначення оптимальних технологічних параметрів процесу зварювання сплавів системи Al-Mg, додатково легованих скандієм, на даний час є актуальною проблемою.

Метою даної роботи є експериментальне дослідження мікро- та макроструктури зварного шва заготовок зі сплаву 01570 отриманого аргондуговим зварюванням із застосуванням вольфрамового електрода, що не розплавляється, і електронно-променевим зварюванням.



а



б



в

Рис. 1. Загальний вид зварних швів заготовок зі сплаву 01570: а – зразок № 1; б – зразок № 2; в – зразок № 3



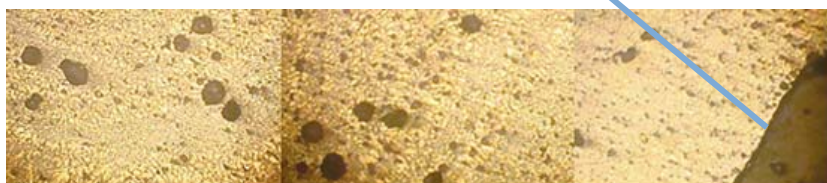
Рис. 2. Макрошліф зразка № 1 (×8)



Рис. 3. Мікрошліф зразка № 1 (×300)



а



б

Рис. 4. Загальний вид зразка № 2: а – макрошліф (×8); б – мікрошліф (×300)



Рис. 5. Макрошліф зразка № 3 (×8)



Рис. 6. Мікрошліф зразка № 3 (×300)

Для досліджень вихідними заготовками виступали прокатані листові заготовки, отримані в ході проведення експериментальних досліджень в роботі [6], товщиною 2 мм. Зварювання отриманих листів відбувалося встик. На рисунку 1 наведено загальний вигляд зварних швів зразків із сплаву 01570.

Зразок типу № 1 зварювали ручним аргондуговим зварюванням вольфрамовим електродом, що не плавиться. Сила струму $I_D = 80-100$ А, швидкість зварювання 5-8 м/год. Присадочний матеріал – частина зразка зі сплаву 01570, яка відрізана від основного матеріалу, розмірами 2,0×2,0 мм.

Зразок типу № 2 зварювали ручним аргондуговим зварюванням вольфрамовим електродом, що не плавиться. Сила струму $I_D = 80-100$ А, швидкість зварювання 5-8 м/год. Присадочний матеріал – АМг6, $\varnothing$ 2,5 мм (присадочна проволока).

Зразок типу № 3 зварювали електронно-променевим зварюванням. Установка ЕЛУ-4, прискорююча напруга 27 кВ, струм фокусування 75 мА, частота модуляції 20 Гц. Промінь модульований, тому що імпульсний режим сприяє кращому руйнуванню оксидної плівки на поверхні матеріалу.

Для подальших досліджень на зразках підготували шліфи. Результати досліджень представлені на рисунках (рис. 2-6).

Травлення проводили в розчині HClO_4 в етиловому спирті. Для дослідження мікроструктури поліровані зразки травили в розчині, призначеному для виявлення границь зерен в алюмінієвих сплавах з високим вмістом Mg. Склад розчину: 12 мл HF + 2 мл HNO_3 + 6 мл HCl + 100 мл H_2O . Тривалість травлення 10 хв. Шліфи полірували в водному розчині NaOH . Тривалість полірування 1 хв. при темпера-

турі розчину 70 °С.

Після полірування в розчині луку шліфи полірували електролітичним методом 2-4 с з густиною струму $j = 1 \frac{\text{А}}{\text{см}^2}$; в якості електроліту використовували водний розчин хлорноватистої кислоти (HClO_4).

Наступний етап – електролітичне травлення в тому ж самому електроліті при густині струму приблизно $0,2 - 0,5 \frac{\text{А}}{\text{см}^2}$, та тривалості травлення 1-2 с.

Після травлення чітко виявлено зону зварного шва. Також помітні «хвилі» металу, що утворились під час твердіння за напрямком теплопроводу. При візуальному огляді помітні пори у зоні шва, що підтверджено мікроструктурним аналізом.

Фотографування проводили зліва направо (зону самого шва і навколо шовну зону – крайні ліві фото). Після полірування з меншою щільністю струму на зразку виявлено велику кількість пор з діаметром 20-50 мкм.

Таблиця. Відносна інтенсивність характеристичного випромінювання легуючих елементів в різних складових структури сплаву 01570

Складова структури	Відносна інтенсивність випромінювання елементів до інтенсивності випромінювання Al			
	Mg	Mn	Sc	Fe
Матриця (біла фаза)	0,026	0,008	0,0017	0,0021
Окантовка (жовта фаза)	0,025	0,011	0,0017	0,0088
Частка	0,007	0,225	0,0005	0,524

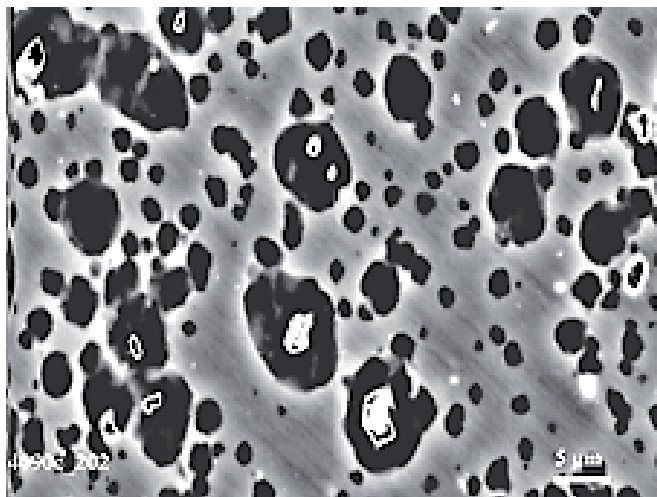


Рис. 7. Мікроструктура сплаву для дослідження хімічного складу фаз методом оже-спектроскопії

Найбільша кількість крупних пор зосереджена у самому шві. Після травлення виявлено структуру сплаву. Структура шовної зони складається з двох фаз: жовтої і чорної, що по-різному травляться. На частині зразку, суміжній зі швом, структура однорідна, границі не протравлено.

Структура двофазна, складається з жовтої і чорної фази. В зоні шва переважає жовта фаза. Також помітні лінії білого й темного кольору, що повторюють фронт твердіння металу у напрямку тепловідводу. Пор дуже багато й вони повторюють контури фронту твердіння.

Поява подібної структури описана Ландау [7]. Він вважає, що вміст домішок у твердій фазі при твердінні розплаву змінюється періодично у напрямку руху поверхні розділу між рідкою і твердою фазами і що він (зміст домішок) однаковий в будь-якій поверхні, що паралельна поверхні розділу. При цьому накопичення домішок перед фронтом послідовно нарощується доти,

доки не утвориться така концентрація, при якій виникне незалежне утворення зародків в найбільш концентраційно переохолодженої області рідини, або існуючий кристал вросе в цю область. В обох цих випадках завдяки швидкому переміщенні поверхні розділу виникає шар з високим вмістом домішок, а різка фаза попереду такого шару має малий вміст домішок, і тому виникає новий перехідний процес.

Мікроструктура зразка № 3 більш однорідна, питома вага пористості менша, що очевидно пов'язано з вакуумом в камері зварювання. Структура зварного шва відображає індивідуальні особливості режимів і способів зварювання зразків.

При дослідженні хімічного складу фаз методом оже-спектроскопії встановлено ефект значного падіння вакууму під час руйнування зразків в колоні оже-спектрометра JAMP10S.

Зразок для досліджень готували у вигляді механічно та електрохімічно шліфованої та полірованої поверхні (рис. 7).

Для виключення стороннього впливу на хімічний склад досліджуваної поверхні були підготовлені зразки для зламу їх в колоні оже-спектрографа в умовах високого вакууму ($p < 10^{-6}$ Па). Водночас була зроблена спроба оцінити вплив ступеню деформації на процеси гомогенізації.

При руйнуванні зразків в колоні оже-спектрометра (об'єм ≈ 120 л) вакуум падав на 2-2,5 порядки. Якщо припустити, що газ потрапив в колону з газової пористості, то тиск в порах сягає майже 10^8 Па (або газонасиченість становить $25 \text{ см}^3/\text{г}$).

Порівнянням зображення у вторинних електронах на оптичному мікроскопі встановлено, що матриця – це біла фаза, плями (окантовка) темного кольору – жовта фаза.

Для уточнення хімічного складу фаз було отримано оже-спектр від матриці, окантовки та часток.

У першому наближенні можна зробити висновок, що жовта фаза містить підвищену концентрацію марганцю та заліза, магній не ліквує, а частинки містять в основному Al, Mn та Fe (таблиця).

Висновки

1. Показано, що листові зразки задовільно зварюються аргонодуговим та електронно-променевим видами зварювання.

2. В ході експериментальних досліджень мікро- та макроструктури зварного шва, отриманого аргонодуговим зварюванням зразків зі сплаву 01570, встановлена наявність великої кількості пор з діаметром 20-50 мкм. Такі ж пори були виявлені і в структурі вихідних зразків.

3. Структура зварного шва зразків, отриманих методом аргонодугового зварювання вольфрамовим електродом, що не плавиться, двофазна і складається з жовтої і чорної фаз. Також помітні лінії білого кольору, що повторюють фронт твердіння металу у напрямку тепловідводу в процесі зварювання. Структура зварного шва, отриманого за допомогою електронно-променевого зварювання більш однорідна та в ній майже відсутні пори,

в порівнянні зі структурами зварного шва, отриманих при аргонодуговому зварюванні.

4. Дослідженням хімічного складу фаз методом оже-спектроскопії встановлено ефект значного падіння вакууму під час руйнування зразків в колоні оже-спектрометра. Для уточнення хімічного складу фаз отримано оже-спектр від матриці (білої фази) та окантовки темного кольору (жовта фаза). Встановлено, що жовта фаза містить підвищену концентрацію марганцю та заліза. Для більш точного аналізу потрібно додаткове проведення досліджень хімічного складу як вихідної заготовки, так і самого зварного шва.

Бібліографічний перелік

1. Промышленные алюминиевые сплавы: Справочник: 2-е изд./ М.Б. Альтман, С.М. Абрамцумян, З.Н. Арисова и др. – М.: Металлургия, 1984. - 528 с.
2. Перспективы легирования алюминиевых сплавов скандием / В.И. Елагин, В.В. Захаров, Т.Д. Ростова // Цветные металлы. - № 12. – 1982. – С. 96-99.
3. Захаров В.В. Промышленные алюминиевые сплавы с добавкой скандия // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1995. - № 7. – С. 21-24.
4. Филатов Ю.А. Деформируемые сплавы на основе системы Al-Mg-Sc // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1996. - № 6. – С. 33-37.
5. Juan Zhao. Comparative investigation of tungsten inert gas and friction stir welding characteristics of Al-Mg-Sc alloy plates / Juan Zhao, Feng Jiang, Haigen Jian and other // Elsevier: Materials and Design. – 2010. - № 31. – P. 306-311.
6. Андреев В.В. Экспериментальное исследование прокатываемости алюминиевого сплава системы Al-Mg-Sc / В.В. Андреев, А.Н. Головкин, О.В. Бондаренко // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2010. - № 42. – С. 14-19.
7. Ландау А.И. Физика металлов и металловедение. – М.: Мет, 1958, т 6, с. 132.



УДК 621.774

Стасовский Ю.Н. /д.т.н./, Гаврюшов А.А.

НМетАУ

Современный уровень техники и технологии для производства труб волочением на короткой закрепленной оправке

Рассмотрены современный уровень техники и технологии производства труб волочением на короткой закрепленной оправке: особенности волочения труб, оборудование, требования к технологическому инструменту. В качестве примера рассмотрены технологические схемы с применением волочения труб на короткой оправке. На основе комплексного анализа выявлены сдерживающие факторы применения волочения и определены приоритетные направления развития технологий короткооправочного волочения труб. Ил. 1. Библиогр. 11 назв.

Ключевые слова: волочение, короткая закрепленная оправка, волока, волочильный стан, технология, смазки.

The current level of engineering and technology of tube production by drawing on the fixed plug: features of the pipe drawing, equipment and requirements for the technological tool. As an example the technological schemes using the tube drawing on a plug had been considered. On the base of the complex analysis the factors restraining the use of the drawing have been revealed and the priority trends for development of technologies of the plug tube drawing have been determined.

Keywords: drawing, fixed plug, portage, drawing machines, technology

Введение

На современном этапе развития традиционных и новых отраслей, которые являются потребителями трубной продукции, выдвигаются с каждым годом все более жесткие технические требования (по точности, чистоте наружной и внутренней поверхностей труб) как к освоенному сортаменту труб, так, зачастую, вынуждают производителей труб в короткие сроки осваивать новые типы (виды) труб из совершенно новых материалов с очень высокими потребительскими свойствами.

Многие технологии производства таких труб предусматривают использование процессов волочения. Во-

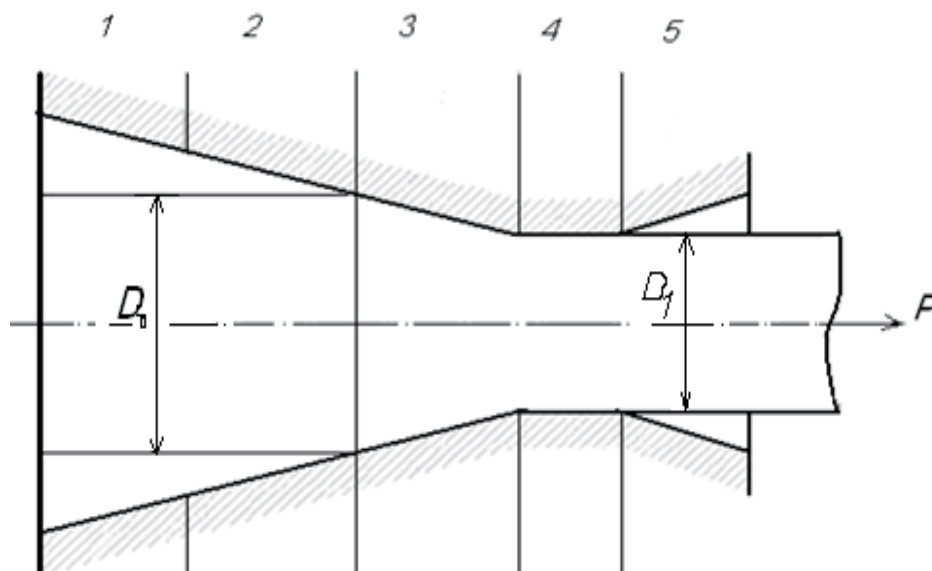


Рис. 1. Схема канала волоки: 1 – входная зона; 2 – смазочная зона; 3 – рабочая (обжимающая) зона; 4 – калибрующая зона; 5 – выходная зона

лочение является одним из древнейших и наиболее распространенным сегодня видом обработки металлов давлением. Несмотря на появление других способов изготовления труб (горячая или холодная прокатка, прессование, появление сварных труб в качестве альтернативы бесшовным), волочение остается незаменимым процессом в трубном производстве. Особое место занимает способ волочения труб на короткой (закрепленной, удерживаемой, неподвижной) оправке.

Среди крупнейших производителей труб с использованием процессов волочения значатся страны с развитой металлургией, на долю которых приходится более 70 % выпуска таких труб – США, Япония, Германия, Великобритания, Китай, Южная Корея, Франция, Россия, Украина. В России и Украине трубы волочением изготавливают в основном с применением безоправочного волочения и волочения на короткой закрепленной оправке [1].

В Украине волочение в производстве труб применяется на следующих предприятиях: ОАО «Интерпайп Нижнеднепровский трубопрокатный завод» (ТПЦ-3; специализированный участок по производству труб волочением на короткой оправке для ПЭДов, ПЭНов и др.), ПАО «Днепропетровский трубный завод» (два трубоволочильных цеха объединили в единый комплекс; пр-во труб из углеродистых сварных и бесшовных труб-заготовок с применением волочения на короткой оправке); ГП «Днепропетровский завод прецизионных труб» (трубы из различных материалов – коррозионностойкие сплавы с применением волочения, в т.ч. на короткой оправке); ЗАО «Сентравис Продакшн Юкрейн» (нержавеющие бесшовные трубы с применением волочения, в т.ч. планируется к применению волочение на короткой оправке); ПАО «Артемковский завод по обработке цветных металлов» (производство медных и латунных труб с применением волочения, в т.ч. на короткой оправке) [2].

Основные деформационные параметры волочения труб на короткой оправке

Как известно, волочение – пластическая деформация металла, заключающаяся в протягивании заготовки через отверстие волоки, размеры которого меньше размеров поперечного сечения заготовки.

Короткооправочное волочение (plug drawing) – волочение труб с обработкой внутренней поверхности заготовки короткой цилиндрической оправкой, удерживаемой в очаге деформации стержнем, закрепленным на станине волочильного стана. Традиционно принято, что допустимая относительная деформация трубы за один проход составляет не более $\varepsilon = 35 - 40 \%$, при этом коэффициент вытяжки $\mu = 1,2-1,7$. Изменение толщины стенки не превышает 26 % при $\mu = 1,10-1,35$. Минимальный диаметр протягиваемых труб равен 8-10 мм и ограничен диаметром и длиной стержня, на котором крепится оправка. Длина труб не превышает 15 м [2].

Материалы труб

При производстве труб волочением на короткой закрепленной оправке в качестве материала используют: а) *черные металлы* – это качественные углеродистые стали с содержанием углерода до 1,0 % и сопутствующими примесями в виде марганца, кремния, серы, фосфора и др. Широко применяемыми представителями качественных углеродистых сталей являются: стали 05, 08, 10, 20, 25, 40, 45, 17ГС и др., также широкое применение получили коррозионностойкие стали; б) *цветные металлы* – это медь и ее сплавы и др. [1].

Особенности волочения труб на короткой оправке

Основным деформирующим инструментом при производстве труб волочением на короткой закрепленной оправке являются волоки и оправка.

От качества изготовления волок в значительной степени зависит производительность волочильного оборудования и чистота (шероховатость) поверхностей протягиваемых труб. Качество изготовленных волок определяется правильным выбором материала, формы канала, тщательностью его изготовления в соответствии с заданными формой, а также размерами и чистотой обработки рабочих поверхностей канала волок. Канал волоки состоит из пяти основных зон (рис. 1).

Наиболее распространен конический профиль волоки с углом конусности $\alpha_k = 12-14^\circ$. Входной конус (на рис. 1 – зона 2, распушка) предназначен для подачи смазки в рабочую часть, предупреждения задигов трубы об острые кромки рабочей части волоки в процессе волочения; изготавливается по заданному радиусу с плавным сопряжением с рабочим конусом, в котором осуществляется основная деформация трубы.

Требования к технологическому инструменту

В процессе волочения инструмент испытывает большие нагрузки вследствие высоких нормальных напряжений и сил трения, возникающих в результате деформации металла трубы. Поэтому материал технологического инструмента для волочения труб должен обладать высокой твердостью, повышенной прочностью и износостойкостью. Этим требованиям удовлетворяют стали трех групп, из которых изготавливают технологический инструмент для волочения труб [3].

1) Инструментальные углеродистые стали марок У8-У12 с 0,8-1,2 % С (для повышения стойкости на износ волоки подвергают термообработке с последующим хромированием);

2) Хромомолибденовые стали типа Х12М с 1,6 % С; 12 % Cr; 0,5 % Мо; 0,25 % V (волоки изготавливают из кованых полуфабрикатов без термообработки и хромирования, повышение стойкости на износ достигается упрочнением стенок в холодном состоянии);

3) Инструментальные легированные стали; хромистая ШХ15, хромо-титановая 40Х5Т; графитизированная сталь ЭП366 (1,4 % С; 0,4 % Mn; 1,1 % Si; 0,3 % Ti), повышение стойкости волок из этих сталей достигается термической обработкой.

Для изготовления волок применяют также стали с покрытием из твердых сплавов типа ВК, диоксида циркония, а недавно стало известно, что в США применяют на рабочих поверхностях волоки нанокристаллическое алмазное покрытие.

Для капиллярных труб используют алмазные волоки с наибольшим диаметром рабочего канала $d_{max} = 4$ мм.

Закрепленная (короткая) оправка чаще всего цилиндрическая, иногда ей придают коническую форму, что улучшает ее центровку в очаге деформации. Закрепленные оправки выполняются полыми для труб большого диаметра и сплошными для тонкостенных труб меньшего диаметра. Волочение на короткой закрепленной оправке применяют для уменьшения диаметра и толщины стенки трубы, а также для улучшения внутренней поверхности трубы (достигается минимальная шероховатость $R_a = 0,14$ мкм и менее) [4].

Использование конической короткой оправки при волочении труб в результате перемещения оправки вдоль оси волочения позволяет плавно изменять толщину стенки и внутренний диаметр трубы в диапазоне, определяемыми предельными допускаемыми отклонениями по толщине стенки и внутреннему диаметру в соответствии с требованиями стандартов, что дает возможность изменять длину трубы после волочения. Это имеет большое значение при волочении труб мерной длины из горячекатаных заготовок, имеющих концевые участки с утолщенной стенкой. Также использование конической оправки дает возможность осуществлять волочение на минусовом допуске по толщине стенки при соответствующем уменьшении длины горячекатаной заготовки. При этом расходный коэффициент металла может быть уменьшен на 4,0–4,5 % [5].

Цилиндрические оправки отличаются по диаметру на 0,1 – 0,3 мм, каждая из них используется для волочения труб с определенным внутренним диаметром. Применение конических оправок позволяет использовать одну оправку для волочения труб с разными внутренними диаметрами. В диапазоне диаметров коротких цилиндрических оправок 30 – 46 мм одна коническая оправка может заменить 5–8 цилиндрических. Унификация оправок позволяет значительно сократить расход твердых сплавов [5].

По сравнению с волочением на короткой цилиндрической оправке применение конической оправки позволяет уменьшить растяжение стержня, что уменьшает его «дрожжание» и вероятность обрыва.

Преимуществом конической оправки является также то, что ее использование позволяет путем небольшого изменения толщины стенки трубы (в пределах допускаемых отклонений) обойтись без ее замены, а в некоторых случаях и без замены волоки для компенсации износа оправки и калибрующего участка волоки.

Результаты исследований и практика работы показали, что коническая оправка является более эффективным и универсальным волочильным инструментом, чем короткая цилиндрическая. Особенно эффективно использование конической оправки при волочении труб мерной длины, тонкостенных и высокой точности по внутреннему диаметру [5].

Короткие оправки изготавливают из углеродистых сталей 35 и 45, низколегированных сталей типа 30ХГСА, твердых сплавов ВК15, ВК20, ВК25, ВК20КС, ВК25КС.

Применение коротких оправок из твердых сплавов в частности из сплава ВК-15, позволяет вести процесс холодного волочения труб с большими деформациями (до 42 %) при толщине стенки до 2,5 мм. Такие оправки обладают большей износостойкостью, чем углеродистые хромированные, что дает возможность получать трубы с лучшей чистотой поверхностей.

Волоочильные станы [3]

Для волочения труб широкое распространение получили цепные волочильные станы. В настоящее время применяются механизированные труболовильные станы следующих типов: одноцепные и двухцепные с волочением одной, двух и трех труб одновременно и др. Основным классификационным признаком для цепных волочильных станов является тяговое усилие. В странах СНГ распространены станы с усилием до 150 кН, на которых протягивают трубы длиной до 15 м со скоростью 0,75-2 м/с.

Волоочильные станы изготавливают в странах СНГ: в РФ - прямолинейного типа – ОАО «Иркутский завод тяжелого машиностроения» (ИЗТМ), за рубежом: фирмы «Kieserling» (ФРГ), «Chevallier» (Франция), «Norton» (Великобритания), «Aetna Standard Engineering» (США) и «Кобэ сэйко» (Япония) и др. Сверхмощные труболовильные станы с гидроприводом и цепным приводом работают в Японии и США: Япония (завод «СУМИТОМО», г. Агамасаки) - труболовильный стан усилием 5 МН, применяют для волочения на короткой оправке и без оправки труб диаметром до 500 мм и длиной 7 м. Скорость волочения на стане плавно регулируется в диапазоне 0-0,16 м/с; США (завод «РИГАЛ ТЬЮБ», г. Чикаго) - труболовильный стан усилием 3,62 МН, спроектирован и построен фирмой «Aetna Standard Engineering». Применяют для волочения на короткой оправке труб диаметром 102-305 мм со стенкой до 12,7 мм. Обжатие достигает 25 % [2].

Как сказано выше, что с каждым годом различные отрасли выдвигают очень жесткие технические требования к сортаменту труб (повышение качества труб). В связи с этим сотрудниками ОАО «Первоуральский новотрубный завод» был спроектирован волочильный стан [6], позволяющий исключить образование резонансных колебаний оправки при волочении, что обеспечивает повышение качества труб за счет устранения дефекта «кольцеватость» на внутренней поверхности труб, получаемых волочением на короткой закрепленной оправке, в частности труб из коррозионностойких сталей аустенитного класса для тепловыделяющих элементов ядерных реакторов.

Технологические смазки

Для процесса волочения труб на короткой оправке определяющую роль играют применяемые технологические смазки. Эффективность технологической смазки при волочении зависит от химической активности, поверхностной адсорбции и вязкости ее составляющих, способа нанесения, условий процесса деформации, физико-химического состояния обрабатываемого металла и инструмента [7, 8].

За последние годы достигнут существенный прогресс в области создания и использования смазок (главным образом водосмешиваемых).

Процесс волочения должен обеспечить высокую размерную точность и высокое качество поверхности. Эти потребительские свойства изделий в большой степени достигаются применением эффективных технологических смазок.

При волочении изделий из меди и латуни используют растительные и нефтяные масла или смеси этих продуктов, а также мыльно-масляные эмульсии.

В условиях ПАО «Артемовский завод по обработке цветных металлов» (ПАО «АЗОЦМ») при волочении медных труб для смазки внутренней поверхности применяют касторовое масло. Для смазки наружной поверхности применяют компрессорное масло марки К-19. При волочении латунных труб используют водные эмульсии хозяйственного твердого жидкого мыла с добавлением компрессорного масла либо эмульсии смазки ОПОЖ [9, 10]. Сотрудниками ГП «НИТИ» (сейчас – ГП «НИТИ») разработана новая эффективная жидкая технологическая смазка ТС-МЛ для волочения труб из меди и латуни на короткой оправке, которая прошла успешные испытания [10, 11].

Также за рубежом и в отечественной практике применяют синтетические масла – сложные эфиры глицерина и карбоновых кислот [7].

С бурным развитием точного машиностроения, в частности автомобилестроения, возрастает потребность в холодноволокенных прецизионных трубах из углеродистых и низколегированных сталей с высоким качеством и чистотой внутренней поверхности. Сотрудниками ВНИТИ установлено, что одним из важных условий при производстве таких прецизионных труб является применение процесса короткооправочного волочения и специальных жидких технологических смазок, наносимых на поверхность труб без подсмазочного слоя и обеспечивающих необходимое качество внутренней поверхности [9].

Жидкие технологические смазки, наносимые непосредственно на трубы, кроме необходимой чистоты поверхности, должны также обеспечивать стабильность короткооправочного волочения, легко удаляться при обезжиривании, не требовать обработки в кислотных растворах.

За рубежом используют жидкие смазки: «Bonderlube RS-160» и «Bonderlube RS-400» (Германия) и «Reactobond» (Франция) с фосфатирующими присадками. Состав их представляет в основном систему органических и неорганических компонентов с кислой реакцией. В отличие от традиционной реакции фосфатирования, проходящей в кислой среде, в этом случае реакция проходит в масляной среде [9].

Технологические схемы изготовления труб с применением волочения на короткой оправке

При производстве труб волочением на закрепленной оправке применяют следующие технологические схемы [2]:

- 1) При изготовлении труб из углеродистых сталей применяют схемы:

а) «Горячая деформация заготовки (прошивка, прокатка) → холодная деформация (волочение) → отжиг в безокислительной атмосфере → отделка»;

б) «Формовка холоднодеформированной полосы → сварка труб → холодная деформация (волочение) → отжиг в безокислительной атмосфере → отделка».

2) При изготовлении труб из *коррозионностойких сталей* и сплавов применяют схемы:

а) «Горячая деформация заготовки (прошивка, прокатка) → холодная (теплая) деформация (волочение) → отжиг в безокислительной атмосфере → отделка»;

б) «Горячая деформация слитков (ковка) → горячая деформация (прошивка, прокатка) → холодная (теплая) деформация (волочение) → отжиг в безокислительной атмосфере → отделка»;

в) «Горячая деформация слитков (прессование) → холодная (теплая) деформация (волочение) → отжиг в безокислительной атмосфере → отделка»;

г) «Формовка холоднодеформированной полосы → сварка труб → холодная деформация (волочение) → отжиг в безокислительной атмосфере → отделка».

3) При изготовлении труб из *цветных металлов и сплавов* на их основе применяют схемы:

а) Медь, латунь: «Горячая деформация слитков (прессование) → охлаждение в воде → холодная деформация (волочение) → отжиг в безокислительной атмосфере → отделка».

б) «Формовка холоднодеформированной полосы → сварка труб → холодная деформация (волочение) → отжиг в безокислительной атмосфере → отделка».

Теоретические основы выбора режимов деформации

Известны два подхода к выбору допустимой разовой деформации:

1) Через напряжение волочения в конце выходного участка очага деформации по известным формулам (И.Л. Перлин, Ю.Ф. Шевакин, В.Х. Касьян и др.);

2) Из условия разрушения металла (В.Л. Колмогоров, В.И. Уральский и др.).

Как правило, для значительного большинства труб, величина разовой максимально допустимой деформации ограничивается прочностью протягиваемой трубы на выходе ее из очага деформации, т.е. максимальное напряжение волочения должно быть меньше предела прочности протягиваемого металла при выходе из очага деформации.

При волочении на закрепленной оправке задается внутренний диаметр трубы, т.е. $d_{\text{н}} - d_{\text{к}} \geq 2$, при назначении размеров заготовки по заданному размеру трубы, а также и при заданных размерах заготовки и готовой трубы следует учитывать зависимость между μ_F , μ_D , μ_S ; рекомендуется в первых переходах принимать больше μ_S ; по известным формулам определяются: напряжение волочения, сила волочения, коэффициент запаса, критическая величина деформации при волочении в зависимости от материала трубы; определение числа переходов и вытяжек за переход с учетом допусков; определяются максимальные размеры готовой трубы; минимальный коэффициент μ для получения необходимых механических свойств; определяются минимальные размеры готовой трубы; выбирают минимальную трубную заготовку (унифицированных размеров); максимальный коэффициент вытяжки (μ); количество переходов; средний коэффициент μ_F , μ_D , μ_S ; проверка первого перехода; уточняют коэффициент запаса.

Современные проблемы

Производство труб с применением процессов волочения (в т.ч. короткооправочного) является многопроходным процессом, цикличность которого определяется размерами готовой трубы и исходной заготовки. При изготовлении труб волочением имеют место ряд многочисленных вспомогательных технологических операций (термообработка, травление, обезжиривание, промывка, сушка, нанесение подмазочных покрытий и смазки, правки, обрезка головок и порезка на необходимые длины, формовка головок, нанесение консервационных покрытий и др.) [2].

К заготовке для волочения предъявляют повышенные требования, так как большинство дефектов переходит на готовые трубы. Заготовку для безрисочных труб подвергают расточке и последующему неразрушаемому контролю.

Важным фактором, определяющим качество труб, является применение высокоэффективных технологических смазок, которые должны либо легко удаляться после деформации, либо полностью возгораться при термической обработке.

Отжиг труб с особо тонкими стенками следует производить в защитной атмосфере, либо вакууме, так как толщина слоя образующейся окалины соизмерима с допусками на геометрические размеры трубы. Величина допустимой вытяжки за проход ограничивается еще и наличием различного рода дефектов (наружных дефектов, несплошностей, нарушений кристаллической решетки и т.п.).

Постоянно возникает необходимость освоения производства новых наукоемких видов холоднодеформированных прецизионных труб. Существующие технологии не всегда обеспечивают требуемое качество. Зачастую управление технологическим процессом осуществляется в «ручном» режиме. Обеспечение технических требований к трубам выполняется отдельно на каждом цикле из-за отсутствия тесной оперативной технологической связи между основными производственными блоками (модулями) по причине отсутствия сквозных технологий.

Исходя из современных условий производства конкурентоспособных труб с применением волочения на короткой оправке можно выделить основные проблемы, которые подлежат рассмотрению и определены пути их решения [2].

1. Развитие волочения на короткой оправке проходит параллельно с развитием холодной прокатки на станках ХПТ и ХПТР при производстве холоднодеформированных труб широкого сортамента из углеродистых и низколегированных марок стали. Это определяется: высокой скоростью процесса (в сравнении со скоростью при холодной прокатке), простотой обслуживания станов при настройке и переходе на другой размер, получение высокой точности размеров труб (D и S) и чистоты внутренней поверхности труб (R_a), возможностью изготовления профильных труб при относительной простоте инструмента. Однако, повышенное число проходов при короткооправочном волочении, что обусловлено ограничением разовых деформаций по сравнению с прокаткой труб широкого сортамента, увеличение расходного коэффициента металла (р.к.м.) - всё это делает его экономически нецелесообразным при производстве труб общего назначения.

2. Применение инструмента оптимальной формы из материалов с низким коэффициентом трения приведет не только к снижению расхода энергии, но и к возможности увеличения разовых деформаций трубы за проход, а, следовательно, к снижению цикличности, расхода инструмента и др. Схема напряженного состояния оказывает существенное влияние на степень деформации, поэтому снижение противодействующих сил трения на границе контакта «металл-инструмент» является важным фактором при снижении цикличности.

3. С целью снижения коэффициента трения и износа технологического инструмента (волоки, оправки) целесообразно применять нанопокртия на рабочей (контактирующей) поверхности.

4. С целью снижения цикличности целесообразно использовать в качестве исходной заготовки тонкостенную сварную заготовку размером максимально приближающимся к размеру готовой трубы.

Выводы

Рассмотрены современное состояние техники и технологий для производства труб с применением процесса волочения на короткой оправке, приведены основные технологические схемы изготовления труб из различных материалов, варианты процесса волочения труб на короткой закрепленной оправке в части видоизменения и оптимизации конструкции собственно закрепленной оправки с одновременным применением высокоэффективных жидких технологических смазок. Также рассмотрено новое современное оборудование, позволяющее повысить, как точность так и качество готовых холодноотянутых труб на короткой закрепленной оправке.

Библиографический список

1. Стасовский Ю.Н. Прецизионные трубы / Металл и литье Украины. - 2008. - № 1-2. - С. 24-28; № 3-4. - С. 35-39; № 5. - С. 49-52.
2. Стасовский Ю.Н. Особенности деформирования, мировой опыт, современные проблемы и приоритетные направления развития технологий производства труб с применением процессов волочения // Сб. науч. тр. ДГМА «Обработка материалов давлением», Краматорск, 2011. - № 3 (28). - С. 195-201.
3. Технология трубного производства: Учебник для вузов / В.Н. Данченко, А.П. Коликов Б.А. Романцев, С.В. Самусев. - М.: Интермет Инжиниринг, 2002. - 634 с.
4. Стасовский Ю.Н. Механика изменения шероховатости поверхностей труб / Цветные металлы. - 2002. - № 1. - С. 113-117.
5. Освоение технологии волочения труб на конических оправках / А.В. Аранович, Б.Н. Заславский и др. // Сталь. - 1985. - № 11. - С. 52-54.
6. А.с. 2378069 (Россия) / Серебряков А.В., Буркин С.П., Серебряков А.В. и др. Оpubл. в Б.И., 2010.
7. Стасовский Ю.Н. Совершенствование процесса волочения прецизионных труб на закрепленной оправке // Металлург. и горноруд. пром-сть. - 1999. - № 5. - С. 82-86.
8. Эффективность смазок при волочении труб / В.В. Котов, В.И. Бояркин и др. // Цветные металлы. - 1975. - № 1. - С. 58.
9. Жидкие технологические смазки для волочения на короткой оправке прецизионных стальных труб / В.Д. Носарь, В.П. Сокуренок и др. // Сталь. - 1993. - № 8. - С. 56-58.
10. Стасовский Ю.Н., Носарь В.Д., Турянчик И.Г., Кочирко Р.Ф. Новая универсальная смазка для холодного волочения изделий высокого качества из меди и латуни // Цветные металлы. 2000. - № 5. - С. 99-101.
11. Пат. 21973А України (UA), С10М 169/00, С10М105/32. Мاستило для холодної деформації виробів з міді та її сплавів / В.Д. Носар, І.Г. Турянчик, Ю.М. Стасовський, Б.Ф. Кочирко (Україна). Заявл. 10.03.95; Оpubл. 30.04.98; Бюл. № 2.8.



Реализация современного способа сжигания топлива в печах прокатного производства

В работе рассмотрены современные требования к процессам сжигания топлива в нагревательных печах металлургии. Рассмотрены принципы организации регламентированного объёмного сжигания топлива в нагревательных печах, оборудованных высокоэффективными регенераторами. Предложен алгоритм расчёта горелок, и рассчитана горелка для объёмного сжигания топлива в нагревательном колодце с отоплением из центра подины. Табл. 3. Библиогр.: 7 назв.

Ключевые слова: объёмное сжигание топлива, регламентированное перемешивание реагентов, динамические характеристики, горелка

The paper analyzes modern requirements to combustion processes in metallurgical heating furnaces. Organizational principles of regulated volumetric fuel combustion in the heating furnace, which are equipped by high efficiency regenerators, are considered. A calculation algorithm of the burners are proposed. The burner for the volumetric fuel combustion in the soaking pit with central hearth heating is designed.

Введение

Повышающиеся требования к современному производству, продукции металлургии Украины и её конкурентоспособности на мировом рынке заставляют глубоко пересматривать подходы к конструированию нагревательных топливных печей, применять новые, всё более эффективные инновационные теплотехнологии, позволяющие объединить вопросы качества производимой продукции, энергоэффективности тепловых агрегатов и их экологической безопасности. Пересматриваются принципы и требования к организации движения печных газов и процессов горения топлива в печах, всё более широкое применение находят современные теплообменники, способные возвращать в рабочее пространство печи до 90% теплоты отходящих дымовых газов. Скоростной нагрев уже не является самоцелью, поскольку актуальность приобрела экономическая целесообразность [1].

Постановка задачи

Повсеместно распространённый в топливных печах факельный способ сжигания газообразного топлива всё чаще перестаёт удовлетворять требованиям нагрева [2]. Высокотемпературный факел, присущий такому способу сжигания приводит к неравномерности нагрева металла, ускоренному образованию оксидов азота, угару металла и т.д. Недостатки факельного сжигания топлива устраняются при так называемом объёмном или беспламенном способах сжигания топлива.

«Высокотемпературное сжигание в воздушной атмосфере» или беспламенное сжигание HiTAC использует высокие скорости истечения реагентов горения с целью организации подмешивания в топливо и воздух печных газов и их рециркуляции. В современной технологии беспламенного окисления FLOX® горение также осуществляется одновременно с организацией крупномасштабной внутренней рециркуляцией «инертных газов в печи». Сжигание топлива при его регулируемом перемешивании с воздухом также приближает факельный способ сжигания к объёмному. К объёмному сжиганию наиболее близко приближается многоступенчатое (многостадийное) сжигание топлива. В работе [3] Л.А. Шульц показывает, что «растянутое» горение в рабочем пространстве теплотехнического агрегата достигается как рассредоточением ввода воздуха по длине факела, так и «разрегулированием по коэффициенту расхода воздуха работы горелок, ярусов горелок или горелок различных газодинамически открытых друг другу взаимосвязанных зон горения». Такой способ Л.А. Шульц называет «режимом «нестехиометрического» сжигания». Однако, для промышленных печей практическая реализация беспламенного и ступенчатого сжигания сопряжена с рядом трудностей, связанных, в основном, с регулированием тепловой мощности, усложнением конструкции газопроводов и систем печи и другими.

Организация объёмного горения возможна путём заданного регламентированного качества перемешивания топлива с воздухом, подаваемых в стехиометрическом соотношении. Перемешивание реагентов горения организуется таким образом, что бы топливо в рабочем пространстве печи сгорало с небольшим недостатком воздуха. Факел становится растянутым, без высокотемпературных зон. Полное горение заканчивается вне печи до регенераторов или даже в верхних его рядах. В любом случае на выходе из регенераторов должны присутствовать лишь продукты полного сгорания топлива [4, 5].

До настоящего времени принудительное некачественное перемешивание топлива с воздухом в промышленных печах не получило распространения. Неполное перемешивание реагентов горения ведёт к образованию, так называемого, физического недожога и перерасходу топлива. Это можно отнести практически ко всем нагревательным печам, оборудованным рекуператорами или эксплуатируемым без теплоутилизаторов. Дожи-

гание топлива вне рабочего пространства рекуперативных печей ведёт к перегреву рекуператоров, выходу их из строя, а в случае, когда теплообменник отсутствует – вообще к прямым потерям топлива.

В регенеративных печах ситуация иная. Если полное сжигание топлива организовать до выхода дымовых газов из насадки регенераторов, то выделившаяся химическая теплота с высоким коэффициентом регенерации будет возвращена в печь с подогретым воздухом или топливом. Единственным условием в этом случае является недопущение выхода несгоревшего топлива с дымом из насадки регенераторов. Таким образом, в нагревательных печах, оборудованных регенераторами, становится возможна организация объёмного сжигания топлива за счёт регулируемого качества перемешивания топлива и воздуха, подогретого в регенераторах. При этом устраняются локальные высокотемпературные зоны, создаётся малоокислительная атмосфера в печи. Применение регенераторов с высокоразвитой поверхностью теплообмена, например с шариковой или сотовой насадкой, здесь предпочтительно. Регенераторы размещаются в непосредственной близости к печи, а иногда насадку регенераторов удаётся скомпоновать в одном устройстве с горелкой или разместить в стенах печи. Уменьшаются потери теплоты при движении горячего дыма и подогретого воздуха на участке между регенератором и печью, исключаются подсосы холодного и выбивание подогретого воздуха, в негерметичных боровых.

Организация регламентированного объёмного сжигания топлива в нагревательных печах, оборудованных высокоэффективными регенераторами (или, иначе, объёмно-регенеративного способа сжигания топлива), возможна путём разделения потоков топлива и воздуха в горелочном устройстве и обеспечения таких динамических параметров потоков реагентов, при которых гарантировалось бы заданное качество перемешивания топлива и воздуха. Такое объёмное сжигание топлива связано также и с организацией внутренней рециркуляции инертного вещества – печных газов, имеющей существенное влияние на образование оксидов азота, величину тепловых потоков на нагреваемый металл [6].

На качество смешивания реагентов горения влияют конструктивные параметры рабочего пространства и горелок и газодинамические характеристики печных газов.

К конструктивным параметрам относят количество, геометрические размеры и расположение дымовых окон, газовых сопел и каналов для подвода подогретого в регенераторах воздуха для горения, угол встречи потоков реагентов и др. Они, в сочетании с газодинамическими характеристиками печных газов, создают такие условия перемешивания реагентов горения, при которых сжигание происходит в большей части объёма рабочего пространства регенеративной нагревательной печи с заданным режимом внутренней рециркуляции печных газов. Равномерное температурное поле в рабочем пространстве печи, получающееся в результате регламентированного объёмного сжигания топлива в условиях высокотемпературного подогрева воздуха в регенераторах с высокоразвитой поверхностью теплообменной насадки, в сочетании с реверсивным изменением направления траектории движения дымовых газов и их рециркуляцией, предопределяет высокую равномерность и стандартность нагрева слитков [4, 5].

Конструирование печей с предлагаемым регламентированным объёмным способом сжигания топлива отличается от традиционного процесса проектирования. Известные проектные решения для таких печей отсутствуют. Необходим новый наукоёмкий этап проектирования – предпроектное исследование, одним из наиболее ответственных этапов которого является определение конструктивных параметров и расчёт динамических характеристик реагентов горения, обеспечивающих объёмное сжигание.

При проектировании горелочного устройства рассчитываются: дальнобойность струи, определяемая кинетической энергией и осевыми импульсами топлива и воздуха, кратность рециркуляции газов и другие динамические характеристики, влияющие на характер горения и температурное поле в печи, исследуется их изменение при изменении начальных условий.

Проектирование горелки для объёмного сжигания топлива

Нами предложен алгоритм проектирования горелочных устройств для регламентированного объёмного сжигания топлива с учётом высокотемпературного подогрева воздуха в регенераторах, который можно использовать как при проектировании новых, так и при реконструкции существующих печей.

1. Задаются ожидаемой температурой подогрева воздуха в регенераторах или экономией топлива, кратностью рециркуляции печных газов.

2. Производят расчёты горения топлива в существующем и новом варианте. Определяют: калориметрическую температуру горения топлива, расход топлива и воздуха для горения, состав продуктов сгорания топлива, их теплофизические свойства.

3. Определяют предварительные технико-экономические показатели (ТЭП) существующей и реконструированной печи: КИТ и КПД, тепловые мощности, расходы топлива, воздуха и дымовых газов, ориентировочную экономию топлива от внедрения новой системы отопления.

4. Производят расчёт регенераторов, определяют температуры теплоносителей. Выбирают конструкцию регенеративного теплообменника. Рассчитывают его габариты, осуществляют выбор типа насадки регенератора.

5. Исходя из конструкции рабочего пространства печи, расположения горелок и дымовых каналов, определяют полную длину траектории печных газов. При необходимости учитывают удлинение траектории печных газов для обеспечения регламентированного недожога топлива в рабочем пространстве печи и создания малоокислительной печной атмосферы.

Таблица 1. Расчётные (числитель) и заводские (знаменатель) расходные характеристики и эксплуатационные показатели РКНК и РГНК

Характеристика, показатель	Ед. изм.	Тип нагревательного колодца	
		РКНК	РГНК
Коэффициент расхода воздуха	-	1,2/2,5	1,79/1,79
Калориметрическая температура горения	°С	2090	2080
Действительный расход воздуха на горение	м³/м³	2,23/н.д.*	3,33/н.д.
Количество продуктов сгорания	м³/м³	3,03/н.д.	4,13/н.д.
Максимальная тепловая мощность	МВт	4,87/4,87	3,68/3,48
Коэффициент использования теплоты топлива в рабочем пространстве печи	%	0,55/0,5	0,73/0,75
Максимальный расход топлива	м³/ч	2150/2150	1620/1500
Максимальный расход воздуха на горение	тыс. м³/ч	4,8/10,0	5,39/5,0
Максимальный расход дымовых газов	тыс. м³/ч	6,5/н.д.	6,7/н.д.
Удельный расход условного топлива то же без учёта холостого хода печи	кг у.т./т	28,8 18	23,5 12

* н.д. – нет данных

Таблица 2. Динамические характеристики печных газов, обеспечивающие регламентированное объёмное сжигание топлива в РГНК

Динамическая характеристика печных газов в РГНК	Ед. изм.	Значение/увеличение (+) или уменьшение (-) характеристики по сравнению с РКНК
Расходная кинетическая энергия топливной струи	Вт	668 / + в 23 раза
Расходная кинетическая энергия воздушной струи	Вт	422 / + в 8,4 раза
Расходная кинетическая энергия продуктов сгорания	Вт	287 / + в 25 раз
Удельная энергия циркуляции	Дж/м³	55,48 / + в 7,8 раза
Кратность рециркуляции	-	1,84 / + более чем в 1,5 раза
Действительная средняя скорость топливной струи	м/с	56,08 / + в 5,7 раз
Действительная средняя скорость воздушной струи	м/с	21,62 / + в 2,8 раза
Расходный секундный импульс топливной струи	Н	24 / + в 4 раза
Расходный секундный импульс воздушной струи	Н	39 / + в 3 раза

6. Исходя из требуемой длины траектории движения печных газов, определяют их удельную энергию циркуляции с учётом заданной кратности крупномасштабной внутренней рециркуляции.

7. Рассчитывают секундное количество движения, расходную кинетическую энергию воздушной, топливной струй и дымовых газов и другие динамические характеристики печных газов, обеспечивающие регламентированное объёмное сжигание топлива.

8. Из уравнения удельной энергии циркуляции печных газов, определяют площади сечения для прохода воздуха и дыма, газовых сопел горелки. Производят расчёт количества и размеров каналов для прохода воздуха и дыма, газовых сопел горелки и других конструктивных параметров горелок.

Пример проектирования горелочного устройства при реконструкции типового рекуперативного нагревательного колодца (РКНК) приведен ниже.

Из литературных данных и по результатам расчёта теплообмена в насадке шариковых регенераторов задавались 25 % экономией топлива – коксо-доменной смеси с теплотой сгорания $Q_n^p = 8,2 \text{ МДж/м}^3$ в реконструированном регенеративном нагревательном колодце (РГНК). По известной методике выполнены расчёты горения топлива и ТЭП работы существующего и реконструированного колодца. Результаты расчётных и заводских (после внедрения) эксплуатационных показателей [7] свели в табл. 1.

Для обеспечения высокотемпературного подогрева воздуха выбрали регенераторы, имеющие насадку из обожженных корундовых шаров диаметром $20 \pm 2 \text{ мм}$, содержащих 98 % Al_2O_3 (марка шаров КН-20, ТУ У 14-7-151-99). Температура эксплуатации – до 1700°C . Объём насадки каждого регенератора $0,75 \text{ м}^3$, что в 40 раз меньше объёма насадки демонтированных рекуператоров колодца. Конструкция регенераторов предусматривает очистку дымовых газов от пыли, уносимой из рабочего пространства колодца и возможность извлечения насадки для её промывки.

Температура дыма на выходе из насадки за время эксплуатации не превышала 150°C , что создало дополнительный резерв по стойкости дымососа, перекидного клапана и трубопроводов реконструированного колодца. Температура подогрева воздуха в регенераторах 1100°C .

Полная длина траектории печных газов составляет 10 м, что с учётом размеров ячейки камеры колодца $5,7 \times 4,8 \times 3,3 \text{ м}$ позволяет факелу в полном объёме заполнять рабочее пространство РГНК.

С учётом заданной кратности крупномасштабной внутренней рециркуляции $K_{\text{рец}} = 1,85$ определили удельную энергию циркуляции в безразмерном виде, необходимую для осуществления движения по выбранной траектории

Таблица 3. Конструктивные характеристики каналов для прохода воздуха и дыма и газовых сопел РГНК

Конструктивные характеристики	Ед. изм.	Величина
Сопло и труба горелки (материал – жаропрочная сталь X25H20C2)		
Проходное сечение газового сопла	см ²	88,2
Диаметр газового сопла (вариант 1)	мм	106
Размеры щелевого сопла 1 (вариант 2)	мм'мм	120x70
Размеры щелевого сопла 2 (вариант 2)	мм'мм	146x60
Диаметр газоподающей трубы	мм	320
Высота газового сопла	мм	340
Высота трубы в сборе	мм	3100
Горловина центральной горелки (материал – хромомagneзит, корунд)		
Диаметр	мм	1160
Толщина перегородки горловины	мм	350
Сечение воздушной половины горловины	м ²	0,3265
Сечение дымовой половины горловины	м ²	0,3265
Дымовые окна обводного бора РГНК		
Количество дымовых окон в колодце	-	4
Проходное сечение 4-х дымовых окон в колодце	м ²	0,703
Размеры дымовых окон в стенах РГНК	мм'мм	560'290

$$N'_{y\partial} = \lambda_{\text{эkv}} \times \frac{L_{cp}}{d_{\text{эkv}}} \times K_{\text{pec}}^3 = 15,83 \quad (1)$$

или же отнесенную к 1 м³ печных газов (Дж/м³ = Па)

$$N_{y\partial} = \lambda_{\text{эkv}} \times \frac{L_{cp}}{d_{\text{эkv}}} \times K_{\text{pec}}^3 \times \frac{\rho_{\partial}^{-2} w_{\partial}^{-2}}{2} \times \frac{T_{\partial}}{273} = 55,1 \text{ Па} . \quad (2)$$

$N_{y\partial}$ – количество кинетической энергии в 1 м³ печных газов, которое расходуется на преодоление аэродинамических сопротивлений при движении дыма в печи и на вовлечение в спутное движение рециркулирующих газов. Оно может быть выражено как отношение введенной в печь расходной кинетической энергии струй топлива и воздуха за вычетом расходной кинетической энергии потока дымовых газов, необходимой для выхода их из печи через дымовые окна к расходу продуктов сгорания в печи.

$$N_{y\partial} = \frac{\rho_{\text{с}} \times w_{\text{с}}^{-2} \times V_{\text{с}} \times \left(\frac{T_{\text{с}}}{273}\right)^2 + \rho_{\text{в}} \times w_{\text{в}}^{-2} \times V_{\text{в}} \times \left(\frac{T_{\text{в}}}{273}\right)^2 - \rho_{\partial} \times w_{\partial}^{-2} \times V_{\partial} \times \left(\frac{T_{\partial}}{273}\right)^2}{2 \times V_{\partial} \times \left(\frac{T_{\partial}}{273}\right)} . \quad (3)$$

Расходная кинетическая энергия топлива, воздуха и дыма связана с их секундным количеством движения соотношением (при н.у.)

$$2 \times E = \rho \times w^{-2} \times V = I \times \frac{V}{F} = I \times \frac{w^2}{V} \times F = I \times w . \quad (4)$$

Из соотношений (3)-(4) рассчитали секундное количество движения, обеспечивающее регламентированное объёмное сжигание топлива при определённых ранее значениях максимального расхода топлива, воздуха и дыма в реконструированном колодце. Определили скорость истечения, расходную кинетическую энергию воздушной и топливной струй, дымовых газов, а также другие динамические характеристики печных газов для условий реконструируемой печи. Результаты расчёта некоторых динамических характеристик приведены в табл. 2.

Из уравнения (3) рассчитали площади сечения газовых сопел горелки и каналов для прохода воздуха и дыма. Проходное сечение газового сопла РГНК $F_{\text{г}} = 0,0088 \text{ м}^2$ (предложено 3 варианта сопла центральной горелки), воздушных каналов – $F_{\text{в}} = 0,33 \text{ м}^2$ и дымовых каналов – $F_{\partial} = 1,03 \text{ м}^2$. В соответствии с необходимостью пропускания части печных газов мимо регенераторов по обводному бору, площадь дымовых каналов была распределена между дымовым каналом горловины и четырьмя окнами в углах канализированных стен колодца. Результаты расчёта количества и конструктивных характеристик каналов для прохода воздуха и дыма, а также газового сопла нагревательного колодца приведены в табл. 3.

Выводы

Результаты безаварийной эксплуатации РГНК с 2004 г. показывают правильность предложенных технических и проектных решений по реконструкции нагревательного колодца, эффективность предложенного

способа сжигания топлива и высокое качество нагрева металла. Выбранные динамические характеристики топливно-воздушных струй, одновременно с реверсивным движением печных газов создают равномерное как по высоте, так и по длине печи температурное поле. На сегодняшний день в цехе блюминг-1 комбината «АрселорМиттал Кривой Рог» работают три нагревательных колодца подобного типа. Применение регламентированного объемного сжигания топлива в нагревательных печах, оборудованных высокоэффективными регенераторами, на сегодняшний день является одним из перспективных направлений совершенствования тепловой работы печей прокатного производства. Обеспечивается высокое качество нагрева металла, экономия топлива, снижается окалинообразование, улучшаются условия эксплуатации огнеупоров и вспомогательного оборудования модернизированной печи.

Библиографический список

1. Губинский В.И. Нагревательные печи металлургии – сегодня и завтра // Теория и практика металлургии. – 2004. – № 6. – С. 56–60.
2. Разработка и применение объемно-регенеративного способа сжигания топлива в нагревательных печах / А.О. Ерёмин, А.В. Сибирь, В.И. Губинский // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2008. – № 6. – С. 88–91.
3. Шульц Л.А. По следам разработки и внедрения печей со стадийным сжиганием топлива и перспективы их развития в металлургии // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2005. – № 10. – С. 62–69.
4. Патент на корисну модель 26272. Об'ємно-регенеративний спосіб спалювання палива при нагріванні металу / Єрёмін О.О., Губинський В.Й, Сибір А.В. – Опубл. Бюл. № 14, 2007.
5. Ерёмин А.О. Современные способы отопления нагревательных печей // Металлургическая теплотехника: сб. научн. тр. НМетАУ. – Днепропетровск, 2008. – С. 139–151.
6. Математическая модель и численный анализ влияния рециркуляции продуктов сгорания на энергоэкологию топочного процесса / Б.С. Сорока, В.А. Згурский // Экотехнологии и ресурсосбережение: Научно-технический журнал. – 2008. – № 1. – С. 41–48.
7. Опыт использования объемно-регенеративного способа сжигания топлива в нагревательных колодцах прокатного производства / В.И. Губинский, А.О. Ерёмин, М.Г. Тряпичкин // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2010. – № 2. – С. 192–195.



УДК 621.175:658.2

Гичёв Ю.А. /д.т.н./

НМетАУ

Экспериментальное сравнение процессов обжига известняка при непрерывной и периодической подаче газа-теплоносителя

По результатам экспериментального исследования периодическая подача газа, как и непрерывная, обеспечивает достаточно высокую степень обжига. Влияние на обжиг увеличения расхода газа и продолжительности его подачи аналогично непрерывному обжигу, т. е. с увеличением продолжительности подачи газа (количества продувок) и расхода газа степень обжига возрастает. Периодический обжиг дает по сравнению с непрерывным обжигом некоторое улучшение показателей процесса в низкотемпературной части слоя за счет притока в нее теплоты в паузы между продувками из высокотемпературных участков. Ил. 3. Библиогр.: 3 назв.

Ключевые слова: обжиг, известняк, периодическая подача, газ-теплоноситель, продувка

As a result of the experimental study the periodic supply of gas, as well as continuous, ensures a sufficiently high degree of calcination. Effect on calcination of the increase in gas flow rate and duration of its submission to the same continuous supplying, ie, with increasing duration of gas supply (the numbers of blowdowns) and the gas flow rate increases the degree of calcination. Periodic calcination gives compared to continuous improvement in a roasting process in the low-temprature part of the layer due to the inflow of heat into it in the pause between blowdowns from high-temperature areas.

Keywords: calcination, limestone, periodic supply, the gas heat transfer agent, blowdown

Необходимость исследования процесса с периодической подачей газа-теплоносителя обусловлена спецификой обжига известняка при использовании конвертерного газа [1, 2].

Периодическая подача газа по сравнению с непрерывной подачей может внести заметные коррективы в ход процесса за счет влияния пауз межпродувочных периодов, что необходимо учесть при разработке системы использования конвертерного газа для обжига известняка [3]. Сведения об экспериментальных исследованиях обжига с периодической подачей газа в литературе отсутствуют.

В задачу данного исследования входило изучение особенностей обжига при периодической подаче газа-

теплоносителя в слой известняка с использованием в опытах природного известняка при условиях обжига, максимально приближенных к промышленным, что в значительной степени повышает практическое значение результатов работы по сравнению с мелкомасштабным лабораторным экспериментом.

Для исследования создана экспериментальная установка, общий вид которой приведен на рис. 1.

Обжиг известняка на экспериментальной установке производился продуктами сгорания природного газа, предварительно охлажденными до температуры 1185-1275 °С путем смешивания их со вторичным воздухом. Слой известняка размещался на колосниковой решетке, продувка слоя осуществлялась сверху вниз.

При проведении опытов измеряли температуры отдельных частиц известняка, равномерно размещенных при закладке слоя в вертикальной плоскости симметрии шахты.

В качестве измеряемых частиц использовали куски известняка, предварительно обработанные в форму шаров, диаметры которых соответствовали средним эквивалентным диаметрам загружаемых в печь фракций известняка. Спай хромель-алюмелевых термопар диаметрам 0,3 и 0,5 мм вводили в центр частиц, на расстоянии половины радиуса от центра, а также закрепляли на поверхности частиц. Для этого в шарах высверливали каналы, а спай термопар фиксировали в них замазкой из известкового порошка.

Для исследования была отобрана партия известняка Еленовского месторождения со следующим химическим составом (% по массе): CaO 53,76; MgO 0,75; SiO₂ 1,6; Al₂O₃ 0,65; Fe₂O₃ 0,7; P 0,01; S 0,12; потери при прокаливании 42,37 %.

Время одной продувки во всех опытах с периодической подачей газа составило 15 мин, продолжительность пауз 15 и 30 мин. Для сравнения результатов периодического обжига производился также обжиг при непрерывной подаче продуктов сгорания. Для оценки влияния количества продувок на показатели обжига опыты проведены в три серии, включающие, соответственно, режимы, состоящие из 9, 7 и 5 продувок. Результаты опытов позволяют путем сравнения отдельных режимов установить особенности периодического обжига.

При периодической подаче газа в паузы между продувками происходит перераспределение теплоты по высоте слоя в направлении от более нагретых его участков к менее нагретым путем теплопроводности слоя. Перераспределение теплоты в паузы способствует улучшению обжига по всему объему слоя. Так, отток теплоты от верхних участков снижает температуру поверхности частиц на этих участках и интенсифицирует теплоотдачу от газа к слою во время последующей продувки за счет увеличе-

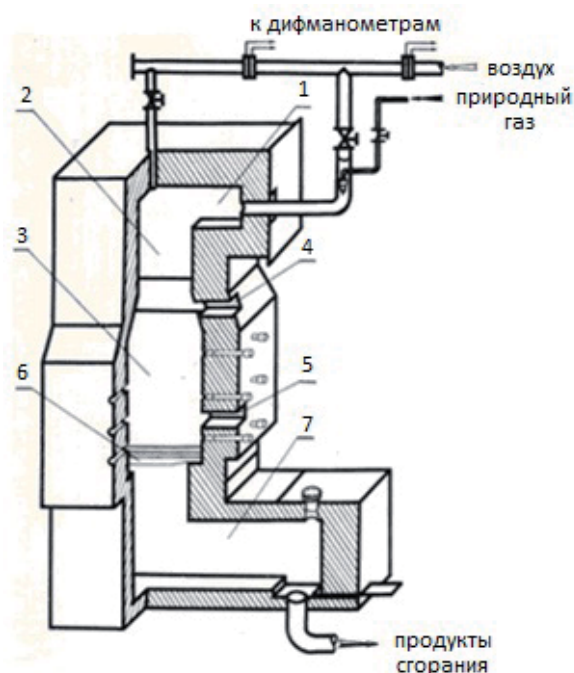


Рис. 1. Общий вид экспериментальной установки для исследования процессов обжига известняка: 1 – камера сгорания; 2 – камера подготовки газа-теплоносителя; 3 – шахта; 4, 5 – окна для загрузки и выгрузки материала; 6 – колосниковая решетка; 7 – отводящий газодух

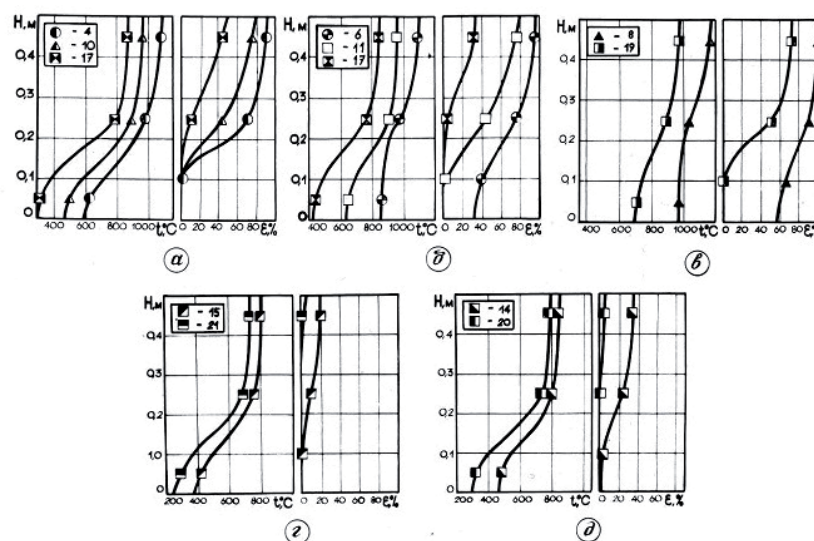


Рис. 2. Сравнение результатов обжига при различных продолжительностях газа в слой известняка: а – при непрерывной подаче газа в течение 135, 105 и 75 мин (соответственно режимы 4, 10 и 17); б – при периодической подаче газа в течение 5, 7 и 9 продувок (18, 11 и 9); в – при периодической подаче газа в течение 7 и 9 продувок (19 и 8); г, д – при периодической подаче газа в течение 5 и 7 продувок (20, 21 и 14, 15)

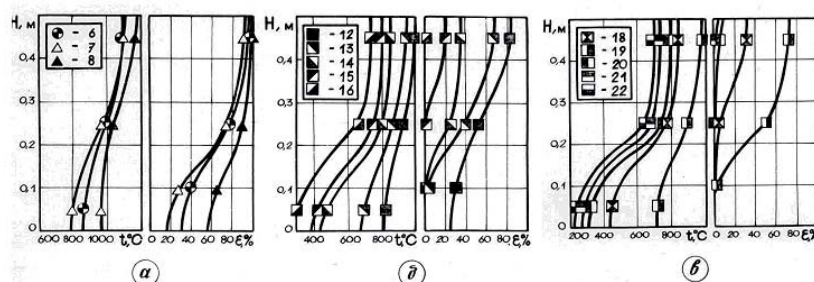


Рис. 3. Сравнение результатов обжига при различных расходах газа-теплоносителя: а, б, в – в обжиге, соответственно, при 9, 7 и 5 продувках слоя

ния градиента температур.

Анализ проведенных серий опытов показывает, что при периодическом обжиге также как и при непрерывном, в числе основных характеристик режимов, определяющих степень обжига, являются время обжига (продолжительность подачи газа) и расход газа-теплоносителя. В связи с этим целесообразно представить общую картину результатов обжига в зависимости от этих параметров.

На рис. 2 приведено сравнение одинаковых по расходу газа режимов обжига при различных количествах продувок слоя. Здесь же для сравнения представлены результаты обжига при непрерывной подаче газа (рис. 2а).

В целом для всех вариантов сравнения характерна однозначность в зависимости температур (t) и степени обжига (ϵ) от продолжительности подачи газа (количества продувок): с увеличением количества продувок температуры частиц и степень обжига возрастают, а с уменьшением их значения, соответственно, падают.

На рис. 3 приведено сравнение режимов обжига при различных расходах газа-теплоносителя. Варианты сравнения режимов сгруппированы по количеству продувок, по мере увеличения которых степень обжига возрастает, что позволяет оценить влияние расхода газа на различных стадиях обжига.

В режимах с максимальной степенью обжига (при 9 продувках слоя) отношение расходов газа составляет 1,20 (8) : 1,08 (6) : 1 (7). При этом соотношение средних температур частиц слоя и степеней обжига по результатам опытов, соответственно, составляют: 1,08 : 1,02 : 1 и 1,31 : 1,09 : 1. Из сравнения этих соотношений следует, что дополнительный подвод теплоты при увеличении расхода газа в завершающей стадии обжига в большей степени расходуется на разложение известняка и покрытие соответствующих теплопоглощений, связанных с его диссоциацией. Температуры частиц слоя при этом сохраняются на относительно постоянном уровне.

В режимах при 5 и 7 продувках целесообразно только лишь сопоставление соотношений температур, т.к. для ряда режимов в этих вариантах сравнения диссоциация известняка отсутствует или находится в незначительной стадии развития, что исключает смысл сравнения по соотношению степеней обжига.

При 7 продувках в режимах 12–16 отношения расходов газа (в порядке номеров режимов) составляет 1,63 : 1,56 : 1,36 : 1,12 : 1, что дает, соответственно, соотношения температур частиц слоя 1,61 : 1,44 : 1,25 : 1,11 : 1. Из этого следует, что увеличение расхода газа приводит к пропорциональному увеличению температуры слоя.

В режимах при 5 продувках слоя, где соотношения расходов газа составляет 1,56 (19) : 1,41 (18) : 1,10 (21) : 1 (22), отношение температур частиц слоя составляет 3,05 : 1,91 : 1,39 : 1,26 : 1. В данном случае дополнительный подвод теплоты, связанный с увеличением расхода газа, в значительной степени идет на повышение температуры слоя.

Таким образом, в зависимости от степени завершенности процесса можно выделить три отличающиеся характером теплопоглощения стадии периодического обжига. В начальной стадии аккумулированная слоем теплота практически полностью расходуется на повышение температуры слоя. В завершающей стадии основная часть аккумулированной слоем теплоты идет на компенсацию теплопоглощений при диссоциации. В промежуточной стадии между долей теплоты, идущей на повышение температуры слоя, и долей, компенсирующей теплопоглощение при диссоциации, складывается относительное равновесие.

Выводы

Выполненный на основе экспериментальных данных анализ периодического обжига известняка дал следующие результаты.

Периодическая подача газа, как и непрерывная, обеспечивает достаточно высокую степень обжига. Влияние на обжиг увеличения расхода газа и продолжительности его подачи аналогично непрерывному обжигу, т.е. с увеличением продолжительности подачи газа (количества продувок) и расхода газа степень обжига возрастает. Периодический обжиг в течение процесса дает, по сравнению с непрерывным обжигом, некоторое улучшение показателей в низкотемпературной части слоя за счет притока в нее теплоты в паузы между продувками из высокотемпературных участков. Влияние продолжительности пауз между продувками по мере приближения процесса к завершению снижается.

Библиографический список

1. Гичёв Ю.А. Взгляд на проблему использования отходящих газов сталеплавильных конвертеров / Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2004. – № 2(8). – С. 30–36.
2. Гичёв Ю.А. Опытнo-промышленное опробование теплообменника бункерного типа для утилизации теплоты конвертерного газа / Металлург. и горноруд. пром-сть. - 2010. - № 7. - С. 141-143.
3. Гичёв Ю.А. Влияние теплоаккумуляции слоя обжигаемого известняка на ход периодического процесса обжига / Металлургическая теплотехника: сб. научн. тр. НМетАУ. Т. 8. – Днепропетровск: НМетАУ, 2002. – С. 3–7.



УДК 621.774.35

Беспалько В.Н. /к.т.н./, Губенко С.И. /д.т.н./, Жиленкова Е.В., Балев А.Е.

Национальная металлургическая академия Украины

Влияние боридных фаз на механические характеристики высокохромистой стали с бором, предназначенной для атомной энергетики

Целью данных исследований было изучение влияния боридных фаз в трубных заготовках из высокохромистой стали 04Х14Т3Р1Ф на структуру и механические свойства труб, получаемых на трубопрокатных автоматических установках. В последние годы разработаны высокохромистые стали с добавлением бора, предназначенные для изготовления чехлов для хранения ядерных отходов. Добавление бора способствует образованию в сталях боридных фаз, состав и структура которых исследованы не достаточно. Не изучено и поведение боридных фаз в процессе изготовления труб, а также их влияние на механические и технологические характеристики указанных сталей. Ил. 2. Табл. 3. Библиогр.: 3 назв.

Ключевые слова: боридные фазы, высокохромистая сталь, ферритная матрица, трубная заготовка, механические характеристики, технологические характеристики

The aim of investigation was research influence of boride phases in tube blanks of high-chromium steel 04H14T3R1F on structure and mechanical properties of tubes producing on tube-rolling mill. Chemical composition and structure of boride in process of tubes producing and their influence on mechanical properties of steel 04H14T3R1F were investigated. Methods of metallographic and X-ray-spectral analysis. It was fixed particulars transformation of boride inclusions in ferrite steel matrix and their influence on mechanical properties of steel 04H14T3R1F. Temperatures range of hot deformation of steel 04H14T3R1F in the time of tubes production was specified. Pic. 2, Bibl. 3.

Keywords: boride phases, tube blanks, high-chromium steel, ferrite steel matrix mechanical properties, technology properties, metallographic and X-ray-spectral analysis

Введение

В последние годы разработаны высокохромистые стали с добавлением бора, предназначенные для изготовления чехлов для хранения ядерных отходов. Добавление бора способствует образованию в сталях боридных фаз, состав и структура которых исследованы не достаточно. Не изучено и поведение боридных фаз в процессе изготовления труб, а также их влияние на механические и технологические характеристики указанных сталей.

Целью данных исследований было изучение влияния боридных фаз в трубных заготовках из высокохромистой стали 04Х14Т3Р1Ф на структуру и механические свойства труб, получаемых на трубопрокатных автоматических установках.

Материал и методика исследования

Исследованию подвергали трубные заготовки промышленных плавок стали 04Х14Т3Р1Ф. Идентификацию боридных фаз проводили металлографическим и рентгеноспектральным методами («Neophot - 21», РЭМ-МА 102-02). Деформацию осуществляли на стане ТПА-350 в интервале температур 1000-1150 °С (через 50 °С), при угле подачи 5°30', число оборотов валков – 40 об/мин.

Результаты исследований и их обсуждение

Легирование высокохромистой стали бором привело к появлению избыточной фазы – боридов. Проведенные исследования с применением металлографического и рентгеноструктурного методов установили наличие в стали 04Х14Т3Р1Ф боридов на основе хрома, железа, титана, которые оказывают значительное влияние на свойства стали [1-3].

Наличие в стали 04Х14Т3Р1Ф боридов разного типа потребовало проведения дополнительных исследований с помощью микроскопа РЭММА 102-02. Исследовали структуру образцов после горячей деформации при температурах 1100 и 1150 °С. Анализ структуры подтвердил присутствие нескольких типов включений: светлых хрупких включений и темных гетерогенных включений (рис. 1а). Темные включения боридов являются двух- и многофазными частицами, когда включение, появившееся первым, служит подложкой для образования новой неметаллической фазы в виде сплошной оболочки (рис. 1б).

Деформация при температуре 1150 °С активизировала диффузионные процессы, проходящие как в матрице, так и в бориде, что способствовало делению боридов и образованию большого количества дисперсных фаз (рис. 1в). Возле крупных боридов наблюдали выделение «сателлитных» дисперсных частиц (рис. 1г). Это связано с тем, что во время горячей деформации изменяется не только форма, но и состав неметаллических включений в результате диффузионного взаимодействия включения с матрицей.

Таблица 1. Содержание химических элементов в фазах стали 04X14T3P1Ф

Фаза	Содержание химических элементов, % (весовой)						
	B	Ti	Cr	Fe	V	Al	Si
Температура 1100 °С							
Темный борид центральная зона	26,17	48,4	7,707	16,831	0,805	-	0,086
Темный борид периферийная зона	31,516	55,059	6,601	5,890	0,934	-	-
Светлая фаза	-	0,76	50,65	48,06	0,61	-	-
Темный борид периферийная зона	30,331	61,183	5,575	1,107	1,334	-	-
Темный борид центральная зона	29,371	44,814	7,441	17,484	0,787	-	0,104
Матрица (феррит)	-	-	15,53	83,80	0,29	-	0,38
Температура 1150 °С							
Светлая фаза	-	0,43	29,98	68,87	0,38	0,15	0,288
Темный борид периферийная зона	8,83	76,639	9,323	3,592	1,616	-	-
Темный борид центральная зона	6,799	59,202	10,190	22,582	1,226	-	-
Светлая фаза	1,409	0,926	18,867	77,89	0,363	0,257	-

Анализ структуры образцов стали после деформации при 1150 °С показал, что диффузионное взаимодействие боридов с матрицей приводит к дроблению, растворению и выделению новых включений. При более высокой температуре в процессе деформации, происходят и структурные превращения в самих боридах (рис. 1г). Полученные данные показали, что при горячей деформации диффузионное взаимодействие боридов с матрицей приводят к изменению не только формы, но и состава боридов. Поэтому в работе была поставлена задача - проанализировать состав боридов при разных температурах деформации. С помощью рентгеновского спектрометра анализировали содержание элементов в боридных фазах после деформации при температурах 1100, 1150 °С, содержащие бориды разного вида.

В табл. 1 приведено содержание химических элементов в боридных фазах после деформации при температурах 1100 и 1150 °С. Количественный анализ показал, что содержание титана в темных боридных фазах было максимальным и составляло

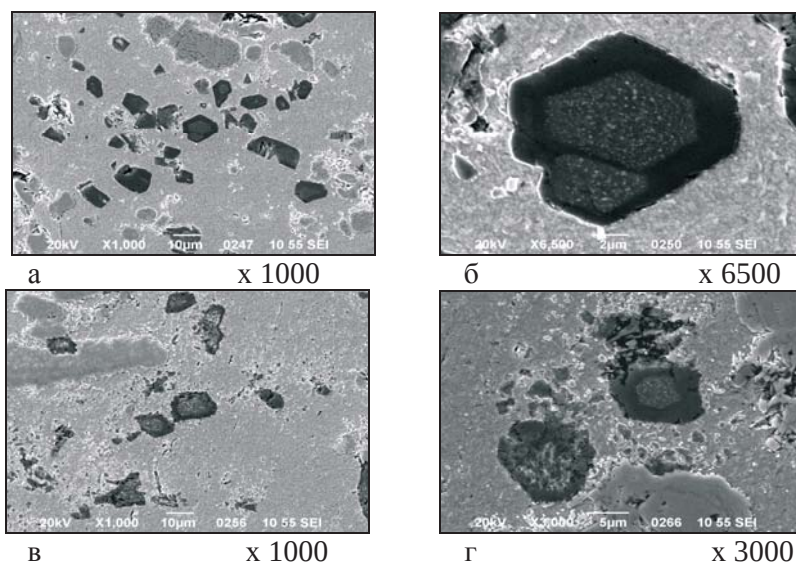


Рис. 1. Структура исследуемой стали после деформации, °С: а, б - 1100; в, г - 1150

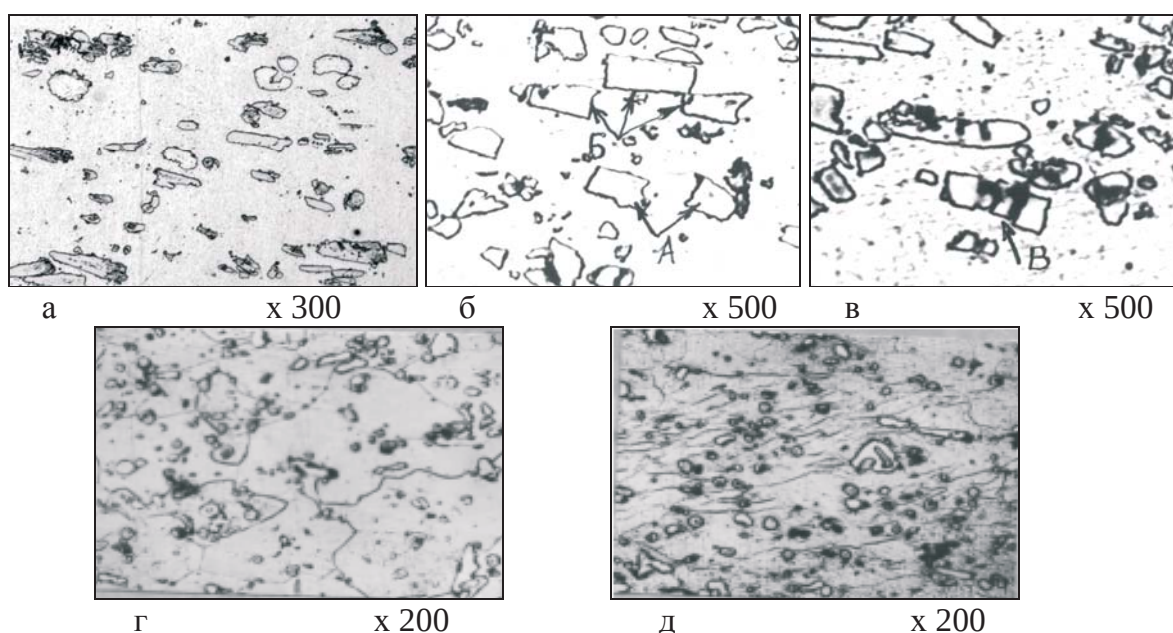


Рис. 2. Микроструктура стали 04X14T3P1Ф: а – гильза; б, в, г, д – труба

Таблица 2. Содержание боридов в исходной заготовке

Участок заготовки	Бориды на основе хрома, железа	Комплексные бориды на основе титана
	Содержание в участке, %	Содержание в участке, %
центральный	19	16
середина	27	1,5
периферийный	21	1,5
среднее количество боридов	23	6,3

Таблица 3. Механические характеристики стали 04X14T3P1Ф

Операция производства труб	Плавка	$\sigma_{\text{в}}$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %	KCU, Дж/см ²
Исходная заготовка	1	435-452	320-372	8-10	5 - 6
	2	415-453	360-402	8-10	4-6
Гильза	1	480-510	310-330	16-18,5	6-7
	2	490-520	390-420	15,5-18,3	5-7
Горячекатаная труба	1	550-586	410-445	13,0-15,5	10-19
	2	590-628	470-498	14 -16,7	9-19

48–76 %, содержание железа было больше в центральной части боридов (17-23 %), по сравнению с периферийной (3,6-5,9 %), а содержание хрома отличалась незначительно. Можно принять, что основой темных боридов служит сложный борид на основе титана состава $(\text{Ti,Fe,Cr})_2\text{B}$, а оболочкой является борид $(\text{Ti,Cr})_2\text{B}$, в котором присутствует фаза, содержащая ванадий. Повышение температуры деформации облегчает диффузионное перераспределение элементов в бориде: содержание бора уменьшалось до 8-9 %, а содержание титана увеличивалось как в центральной, так и в периферийных участках темных боридов; содержание хрома и железа изменялось незначительно.

При анализе содержания легирующих элементов в светлых бориде отмечали колебания содержания хрома и железа, содержание титана было достаточно низким и составляло 0,76–0,93 %. При температуре 1100 °C в частицах светлой фазы количество хрома и железа находилось примерно на одинаковом уровне (48–51 %). Повышение температуры деформации приводило к перераспределению элементов в этой фазе: содержание железа повышалось до 69-78 %, а хрома понижалось до 19-30 %. В отдельных участках светлой фазы определено содержание бора, которое было невелико и составляло 1,4 %. Полученные данные свидетельствуют о том, что светлая боридная фаза является фазой на основе железа, или железа и хрома; содержание бора в этой фазе невелико. Повышение температуры деформации изменяет состав боридной светлой фазы.

Матрица исследуемой стали представляет собой легированный феррит, содержащий, %: 83 Fe; 14,8-18,8 Cr; 0,4-0,8 Ti; 0,3-0,38 Ni. В некоторых участках определяли присутствие бора и ванадия, в количестве 0,54 и 0,4 % соответственно.

Проведенные исследования показали, что повышение температуры деформации способствует диффузионному перераспределению легирующих элементов в бориде, которое приводит к изменению их состава и структуры. Возможно, при более высокой температуре деформации осуществляется превращение $(\text{Ti,Fe,Cr})_2\text{B} \rightarrow (\text{Fe,Cr})_2\text{B}$.

Проведены исследования изменения морфологии боридов в процессе пластической деформации стали 04X14T3P1Ф и их влияние на механические свойства стали на всех этапах производства горячекатаных труб. Анализировали состав, размер и распределение боридов в исходной трубной заготовке, а также в гильзе после первой прошивки и готовых горячекатаных трубах. Исследования проведены на образцах стали 04X14T3P1Ф, полученной в вакуумно-индукционной печи и в вакуумно-дуговой печи. В стали, выплавленной по разным вариантам, присутствуют оксиды, шпинели типа $(\text{Fe,Mn})\text{O} \cdot (\text{Al,Cr})_2\text{O}_3$, карбиды и карбонитриды титана. Распределение неметаллических включений в основном равномерное, хотя в отдельных участках они расположены в виде строчек. Количественная оценка неметаллических включений показала, что содержание оксидов и карбонитридов равно 1-1,5 балла. Анализ распределения и содержания боридов в трубной заготовке показал, что количество боридов в различных зонах заготовки не одинаково, наиболее неравномерное распределение по сечению заготовки характерно для боридов титана (табл. 2).

В процессе производства горячекатаных труб бориды, присутствующие в исследуемой стали, оказывают значительное влияние на ее механические и технологические свойства. В табл. 3 приведены механические характеристики образцов, отобранных после различных операций производства горячекатаных труб.

Полученные данные свидетельствуют, что значительное изменение механических характеристик, в особенности пластичности, происходит в процессе прошивки трубной заготовки в гильзу, где осуществляется основная деформация металла. Так относительное удлинение возрастает примерно в три раза и равно 18,3-18,5 %. Дальнейшие переделы при производстве горячекатаных труб повышают значения прочностных характеристик, ударной вязкости и незначительно снижают пластичность стали.

Анализировали изменение размеров боридов, а также микротвердости матрицы стали и боридов разного типа в исходной заготовке и после горячей деформации.

Показано, что в образцах, отобранных от заготовки и от гильз после первой прошивки, присутствуют более крупные бориды обоих типов. Размер боридов на основе Fe-Cr и боридов на основе Fe-Ti, соответственно равен 90-15 мкм и 55-10 мкм. Для заготовки значения микротвердости матрицы, боридов на основе Fe-Cr и боридов на основе Fe-Ti, соответственно составляли 2630, 3830 и 5490 МПа.

Микроструктура горячекатаной гильзы представляет собой вытянутые в направлении прокатки бориды средних размеров в ферритной матрице (рис. 2а).

В случае непластичных включений, таких как бориды, на поверхности раздела их с матрицей концентрируются сжимающие и сдвиговые напряжения, способные разрушить включения, если они превысят предел прочности включений при сжатии. Поэтому при горячей деформации происходит разрушение (дробление) боридов, наблюдается строчечное их расположение. Это приводит к неравномерному распределению боридов в ферритной матрице.

Последующая прокатка с применением оптимальных параметров деформации [1, 2], способствует более равномерному распределению и получению более мелких включений боридов. Средний размер боридов на основе Fe-Cr в данном случае составлял 45–10 мкм, а боридов на основе Fe-Ti 20-5 мкм.

Разрушение включений боридов происходит на всех стадиях прокатки и приводит к изменению степени их дисперсности. Так, бориды А и Б (рис. 2б) были разрушены при деформации и их осколки, увлекаемые матрицей, разошлись на небольшие расстояния, в то время как в других включениях (например, борид В) образовались хрупкие трещины (рис. 2в). Значения микротвердости матрицы, боридов на основе Fe-Cr и боридов на основе Fe-Ti в образцах стали после горячей деформации, соответственно составляли 3210, 5490 и 7860 МПа. Полученные данные и анализ микроструктуры стали после горячей деформации свидетельствуют о развитии процессов упрочнения не только в матрице, но и в самих бориде, что оказывает влияние на повышение прочностных характеристик стали и ее деформируемости.

Анализ взаимосвязи структуры и уровня механических характеристик стали с ферритной матрицей показали, что получение крупнозернистой рекристаллизованной структуры при горячей деформации (температура 1050 °С) (рис. 2г) способствует развитию межзеренного разрушения и ухудшает свойства стали. Прокатка образцов при температуре 900 °С и повышенных степенях деформации приводит к получению субзеренной структуры в феррите (рис. 2д). Упрочнение матрицы за счет создания при горячей деформации субструктуры способствует выравниванию свойств между матрицей и боридной фазой, что оказывает положительное влияние на механические свойства.

Количественная оценка склонности к высокотемпературному разрушению образцов с рекристаллизованной или субзеренной структурой, формирующихся при горячей деформации, позволяет утверждать, что оптимальной структурой при температурах применяемых в большинстве случаев на практике косой прокатки, является однородная субзеренная структура, которая затрудняет распространение микротрещин и в значительной степени повышает пластичность изучаемой стали. Прошивка заготовок с температурно-скоростными параметрами, облегчающие развитие динамического возврата, будет способствовать повышению пластичности стали 04X14T3P1Ф.

Выводы

Исследования показали, что в высокохромистой стали 04X14T3P1Ф присутствуют несколько типов боридов: светлые хрупкие включения и темные гетерогенные включения. Темные включения являются многофазными боридами на основе титана состава $(Ti,Fe,Cr,V)_2B$, имеющие оболочку $(Ti,Cr,V)_2B$; частицы светлой фазы – это бориды на основе железа, хрома $(Fe,Cr)_2B$. Большое количество боридных включений различной степени дисперсности и формы, приводит к структурной неоднородности трубной заготовки и обуславливает неоднородность пластической деформации, что способствует снижению механических свойств высокохромистой стали 04X14T3P1Ф, предназначенной для атомной энергетики. Исследования позволили уточнить рекомендуемый интервал температур горячей деформации изучаемой стали (1000 – 1050 °С).

Библиографический список

1. Губенко, С.И., Беспалько В.Н., Жиленкова Е.В., Балев А.Е. Исследование технологической пластичности бористой стали при разных режимах деформации Строительство, материаловедение, машиностроение. Сб. науч. труд. ПГАСА, вып. 32, ч. 1, серия «Стародубовские чтения 2005». - Днепропетровск, 2005. - С. 231- 236.
2. Губенко С.И., Беспалько В.Н., Жиленкова Е.В. Влияние температуры и степени деформации на характер изменения эвтектических боридов в высокохромистой стали с бором // Теория и практика металлургии. - 2006. - № 4-5. - С. 158-160.
3. Губенко С.И., Беспалько В.Н., Жиленкова Е.В. Влияние различных способов выплавки на качество трубных заготовок из высокохромистой стали с бором. Наукові вісті. Сучасні проблеми металургії., т. 11, Пластична деформація металів. Теорія і виробництво труб. Сб. наук. праць НМетАУ. - Дніпропетровськ, 2008. - С. 78-83.



Влияние сульфидных включений на образование микроразрывов водородного происхождения в колесной и рельсовой сталях

Целью работы было исследование склонности неметаллических включений к образованию водородных трещин на межфазных границах включение-матрица в колесной и рельсовой сталях. Исследован механизм образования микротрещин вблизи неметаллических включений в колесной и рельсовой сталях в среде водорода. Использованы методы оптического и количественного металлографического анализа. Показано влияние типа неметаллического включения на стойкость сталей в среде водорода. Установлено, что опасными с точки зрения зарождения микроразрывов водородного происхождения в колесной и рельсовой сталях являются сульфидные включения. Повышение водородостойкости сталей может быть достигнуто в результате их модифицирования селеном, благодаря изменению природы серосодержащих включений. Ил. 1. Табл. 1. Библиогр.: 11 назв.

Ключевые слова: неметаллические включения, водородные трещины, сталь

The aim of investigation was research tendency of non-metallic inclusions for formation of hydrogen cracks on interphase boundaries inclusion-steel matrix in wheel and rail steels. Mechanism of microcracks formation near non-metallic inclusions in wheel and rail steels in hydrogen medium was investigated. It was used methods of optical and quantitative metallographic analysis. It was shown the influence of non-metallic inclusion type on resistance of steels in hydrogen medium. It was fixed sulphide inclusions are dangerous for formation of hydrogen cracks in wheel and rail steels. Rise of hydrogen resistance maybe achieve in the result of selenium modification by change of sulphur content inclusions.

Keywords: non-metallic inclusions, hydrogen cracks, steel

Введение

После механической обработки для избежания водородного крекинга желательно проводить противодиффузионную обработку колес путем изотермической выдержки при температуре 600–670 °С в проходных конвейерных печах. Появление флокенов связано с наличием в стали водорода, который активно диффундирует к дефектам и в местах его скопления вследствие молизации $2H \rightarrow H_2$ происходит выделение энергии, приводящее к образованию микроразрывов. В литературе нет единого мнения относительно роли включений в зарождении и развитии микроразрушений в сталях, связанных с наличием водорода. Целью работы было исследование склонности неметаллических включений к образованию водородных трещин на межфазных границах включение-матрица в колесной и рельсовой сталях.

Материалы и методики исследований

Для исследования использовали стандартные колесную и рельсовую стали в горячедеформированном состоянии. Образцы сталей подвергали изотермической выдержке в атмосфере технического водорода марки А (ГОСТ 3022-80) в течение 2 ч по следующим режимам: 1 - температура 650 °С, давление газовой фазы 5 МПа; 2 - температура 1100 °С, давление 5 МПа; 3 - температура 1100 °С, давление 10 МПа; т.е. концентрацию водорода в металле регулировали давлением водорода в газовой фазе. Количество дефектов водородного происхождения определяли после вылеживания образцов на воздухе в течение 200 ч.

Критерием оценки водородостойкости сталей являлось количество дефектов (N), образовавшихся после наводороживания, которое определяли под микроскопом «Neophot-21» на 100 полях зрения методом количественной металлографии. Кроме того, определяли количество дефектов, отнесенное к числу включений N/N_B при просмотре 100 полей зрения. Определяли размеры дефектов: d - средний размер расслоения, т.е. разобщения поверхности включения от матрицы и ℓ - средняя длина расслоения вдоль всей поверхности включения-матрица.

Результаты исследований и их обсуждение

Самыми «мягкими» условиями водородного отжига были температура 650 °С и давление газовой фазы 5 МПа. Вблизи всех видов сульфидов возникли микроразрывы, в первую очередь у острых концов включений, затем вдоль поверхности раздела с различными неровностями, а затем и вдоль плоской границы раздела включение-матрица. В случаях крупных включений, размеры которых были больше 20 мкм, микроразрывы представляли собой овальные микропоры (рис. а). При близком расположении они сливались, что приводило к расслоению с рваными краями вдоль поверхности раздела включение-матрица. Что касается силикатов и оксидов всех типов и составов, то микроразрушения вблизи этих включений в сталях не обнаружены.

Повышение температуры до 1100 °С при сохранении давления 5 МПа, привело к увеличению количества микроразрывов вблизи сульфидных включений и их размеров (рис. б; таблица). Если величина N/N_B ,

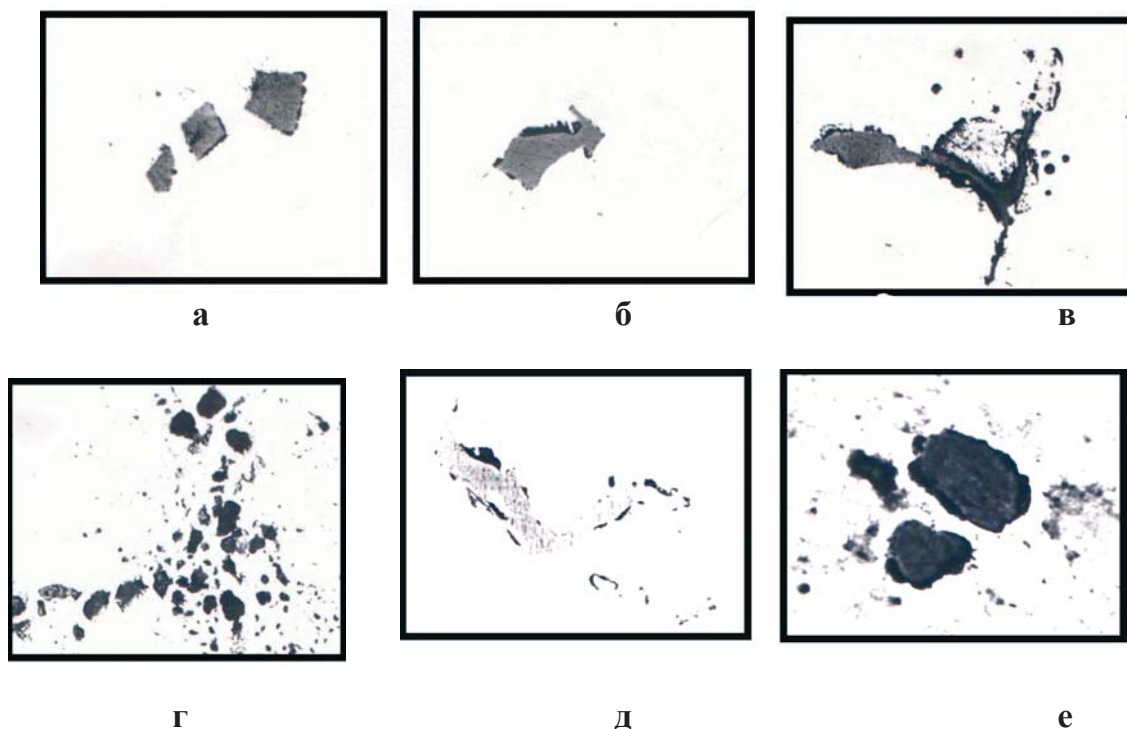


Рисунок. Включения в рельсовой (а, б, г, д) и колесной (в, е) сталях после выдержки в атмосфере водорода: а - $t = 650\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P_{\text{H}_2} = 5\text{ МПа}$; б, в, г - $t = 1100\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P_{\text{H}_2} = 5\text{ МПа}$; д, е - $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P_{\text{H}_2} = 10\text{ МПа}$, $\times 600$

Таблица. Параметры микроразрывов вблизи сульфидных включений в рельсовой стали после отжига в водороде

Параметры м/разрушений	$P_{\text{H}_2} = 5\text{ МПа}$		$P_{\text{H}_2} = 10\text{ МПа}$ $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$
	$650\text{ }^{\circ}\text{C}$	$1100\text{ }^{\circ}\text{C}$	
N	166,0	368,0	584,0
N/Nb	0,8	3,2	4,9
d, мкм	7,0	18,0	30,0
l, мкм	62,0	86,0	124,0

равная 0,8 для первого режима, свидетельствует, что микроразрывы возникли не у всех включений, то увеличение этого показателя до 3,2 свидетельствует об образовании нескольких дефектов вблизи одного включения. Микрополости сливаются вдоль границ раздела включение-матрица с образованием расслоений с рваными краями. Между близко расположенными сульфидами в скоплениях включений возникли микротрещины (рис. в). Вблизи оксидных и большинства силикатных включений дефектов не обнаружили.

Интересен случай, представленный на рис. 2. Это включение силикатной эвтектики сложного состава, имеющей температуру плавления порядка $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$, т.е. при отжиге находящегося в жидком состоянии. Повидимому, растворимость водорода в жидком силикате была достаточно высокой, чтобы при последующем охлаждении во включении возникли газовые пузыри.

Третий режим отжига в среде водорода соответствовал максимальным параметрам эксперимента - температура $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$, давление 10 МПа. Это привело к дальнейшему увеличению количества и размеров микроразрывов вблизи сульфидных включений (рис. д, е; таблица), причем как вблизи включений, так и в их скоплениях. Сульфидные эвтектики FeS-FeO, имеющие температуру плавления $980\text{ }^{\circ}\text{C}$, находились во время выдержки в среде водорода в жидком состоянии; в них возникли газовые пузыри как следствие повышения растворимости водорода в жидких включениях. Что касается оксидных и силикатных включений всех типов и составов, то и при максимальных в данном исследовании параметрах отжига в среде водорода микроразрывы около них не выявлены.

Следует проанализировать условия образования дефектов водородного происхождения вблизи неметаллических включений. Многие из положений предложенных теорий образования флокенов в стали [3] применимы для неметаллических включений. Водородно-структурная гипотеза предполагает, что микроразрывы возникают при понижении температуры вследствие уменьшения растворимости водорода в стали и высоких давлений, создаваемых водородом в микропорах. Такие микропоры вполне могут возникать на границах включение-матрица, особенно в случае включений оксидов, плохо смачиваемых жидкой сталью и соответственно имеющих готовые микронесплошности на границе с твердой сталью [4].

Вблизи частиц неметаллических включений может реализоваться гипотеза микроскопической «водородной бомбы» [3], согласно которой процесс молизации водорода проходит, с выделением тепла порядка 430 кДж/моль за время 10^{-3} – 10^{-4} с , т.е. реализуется тепловой взрыв. Поскольку вблизи включений всегда повышена плотность дислокаций [5], микроразрывы могут возникнуть и благодаря взаимодействию водорода с растянутыми областями кристаллической решетки в зонах дислокаций. Растягивающие напряжения приводят

к восходящей диффузии водорода, а рекомбинация его атомов (молизация) создает дополнительные напряжения, вызывающие локальные разрывы. Взаимодействие атомарного водорода с дислокациями, приводящее к дрейфовой диффузии и образованию облаков Коттрелла, препятствует релаксации напряжений вблизи включений.

Некоторые исследователи связывают образование скоплений водорода в сталях с межзеренными и межфазными границами, считая последние мало проницаемыми для атомов водорода. Однако есть данные о взаимодействии водорода с включениями [6] и степень проницаемости межфазных границ для водорода зависит от степени их когерентности, типа, дислокационной структуры.

Очевидно, подвод водорода к неметаллическим включениям облегчают вакансии. Согласно [7] включение может рассматриваться как пора в упруго сжатой матрице, заполненная другим веществом. Скопление вакансий вблизи включений согласуется с еще одной гипотезой возникновения водородных трещин, которая утверждает, что водород препятствует схлопыванию вакансионных дисков, постоянно пополняющихся водородом и постепенно превращающихся в дискообразные полости [3].

Существует также «метанная» теория образования водородных полостей, основанная на наблюдаемом иногда обезуглероживании поверхностного слоя полостей и микротрещин. Лимитирующим звеном этого процесса считается подвод атомов углерода. Для случая включений подвод углерода не является узким местом, т.к. поток вакансий способствует диффузии углерода к включениям и согласно [8] вблизи включений всегда повышено содержание примесей.

Все вышеизложенные рассуждения применимы к любым видам неметаллических включений в стали и не объясняет полученный в настоящей работе результат образования микроразрывов только вблизи сульфидных включений. Здесь напрашиваются вопросы, связанные с различием состава включений и структуры межфазных границ.

Сведений о растворимости водорода в неметаллических включениях и химическом взаимодействии водорода с ними в литературе очень мало, хотя эти данные являются очень важными в определении сопротивления стали водородной хрупкости. Авторы [9] полагают, что нельзя с уверенностью утверждать о растворимости водорода во включениях, считая, что водород может сосредотачиваться на границах включение-матрица.

Не следует исключать возможность восстановительных реакций водорода с оксидами или сульфидами с образованием соответственно водяного пара или сернистого газа, которые не обладают столь высокой диффузионной подвижностью в кристаллической решетке, как водород и не могут быстро уходить из стали. Мнения о химическом взаимодействии водорода с включениями, например, с CuO в меди [6], с сульфидами и карбидами в стали [10] мало доказательны. Влияние химического состава включений на адсорбционный эффект включений в [1] связывается с наличием на поверхности адсорбента (неметаллического включения) ненасыщенных химических связей, при этом максимальная окклюзия водорода сталью с сульфидами объясняется большим сродством этих включений к водороду. Наименьшей окклюзионной способностью обладает сталь, содержащая нитрид титана. Авторы [1] объясняют его тем, что нитриды очень тонкодисперсны и обладают большим, чем другие включения, кристаллогеометрическим сходством с металлом.

В [11] совершенно однозначно утверждается, что оксиды кремния, алюминия, силикат и сульфид марганца не приводят к жесткой фиксации водорода в железных сплавах, т.е. включения не имеют сродства к водороду, но служат зонами образования микропустот. Тот факт, что увеличение количества включений в стали приводит к увеличению количества поглощенного водорода, объясняется действием включений как концентраторов различных дефектов кристаллической решетки матрицы и растворением водорода в самих включениях.

Возникает вопрос, почему все же микроразрывы обнаружены в данной работе только вблизи сульфидов? Проанализировав условия образования микроразрывов водородного происхождения в сталях [1], стало очевидно, что практически все они одинаковы для разных типов неметаллических включений, поскольку во всех случаях возможно выполнение таких элементарных звеньев, как выделение водорода из твердого раствора, диффузии водорода к местам концентрации дефектов кристаллического строения и взаимодействие с ними, наличие межфазных границ. Для появления микроразрывов водородного происхождения необходимо наличие не просто концентрации напряжений, а появления растягивающих напряжений. Локальные напряжения, возникающие в матрице стали вблизи частиц включений имеют термическое происхождение, т.е. связаны с различием значений коэффициентов термического расширения включений α_1 и матрицы α_2 [5].

При прочих равных условиях и отсутствии каких-либо исходных напряжений знак напряжений, возникающих вблизи включений, определяется разницей коэффициентов $\alpha_2 - \alpha_1$. Приведенные в [1, 5] данные физико-механическим свойствам различных включений и матрицы сталей, а также подсчет величины термических напряжений позволяют утверждать, что поскольку значения α_1 для многих оксидов (Al_2O_3 , SiO_2 , $FeO-MnO$, TiO_2 , Cr_2O_3 , $MnOSiO_2$, $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ и др.) меньше, чем α_2 матрицы стали, выражение $(\alpha_2 - \alpha_1)$ является положительной величиной. В этом случае усадка включения меньше усадки окружающей матрицы и включение подвергается действию сжимающих напряжений. Это не значит, что подвод водорода к таким включениям исключен, поскольку разложение напряжений на радиальную и тангенциальную составляющие свидетельствует о наличии растягивающих компонент [5]. Что касается включений сульфидов, то для них выражение $(\alpha_2 - \alpha_1)$ является отрицательной величиной, что свидетельствует о наличии в матрице растягивающих напряжений как необ-

ходимого условия образования водородных микроразрывов.

Анализ поведения неметаллических включений различных типов, находящихся в колесной и рельсовой сталях, при разных температуре и давлении водорода позволил сделать следующие выводы. Вблизи включений после отжига в среде водорода возможны три вида микроразрушений:

1. При наличии дефектов деформационного происхождения микротрещины и полости вблизи включений всех типов служат коллекторами для водорода.

2. В легкоплавких включениях оксидов, силикатов, сульфидов, растворяющих при высокой температуре в жидком состоянии водород, при кристаллизации возникают газовые пузыри.

3. Микроразрывы водородного происхождения образуются вдоль межфазных границ матрица-включение только в случае сульфидных включений, что обусловлено возникновением растягивающих термических напряжений вблизи поверхности раздела.

Таким образом, пораженность колесной или рельсовой стали дефектами водородного происхождения (флокенами, блистерингом и т.д.) во многом определяется содержанием серы. Вредное влияние серы можно заметно снизить глубокой десульфурацией стали или модифицированием металла различными элементами, способствующими выделению равномерно распределенных трудно деформируемых и глобулярных включений. В качестве модифицирующих добавок могут применяться щелочно- и редкоземельные металлы. Однако эффект их воздействия на морфологию серосодержащих включений связан с уровнем активности кислорода по отношению к ШЗМ и РЗМ в системе металл-шлак-футеровка, поскольку сродство этих элементов к кислороду выше, чем к сере. Благоприятное влияние на морфологию серосодержащих включений, оказывают селен и теллур, стабильность воздействия которых мало зависит от активности кислорода в рассматриваемой системе. В [10] впервые поставлена и найдена конкретное решение задача повышения водородостойкости колесной стали за счет модифицирования серосодержащих включений Se или Te без дополнительных мероприятий по глубокой десульфурации металла (путем предварительной продувки чугуна магнием и другими десульфураторами, обработки стали синтетическими шлаками, силикокальцием, и др.). После испытаний в среде водорода при температуре 650 °С в течение 2 ч исследовали микроразрывы водородного происхождения вблизи включений. Вблизи сульфоселенидов и сульфотеллуридов марганца микроразрывы отсутствовали.

Выводы

Опасными с точки зрения зарождения микроразрывов водородного происхождения в колесной и рельсовой сталях являются сульфидные включения. Повышение водородостойкости сталей с относительно высоким содержанием серы может быть достигнуто в результате их модифицирования селеном, благодаря изменению природы серосодержащих включений.

Библиографический список

1. Куслицкий А.Б. Неметаллические включения и усталость стали. – К.: Техника, 1976. – 128 с.
2. Гельд П.П., Рябов Р.А., Кодес Е.С. Водород и несовершенства структуры металла. – М.: Металлургия, 1979. – 221 с.
3. Шаповалов В.И., Трофименко В.В. Флокены и контроль водорода в стали. – М.: Металлургия, 1987. – 160 с.
4. Андриевский Р.А., Уманский Я.С. Фазы внедрения. – М.: Наука, 1977. – 239 с.
5. Губенко С.И., Парусов В.В., Деревянченко И.В. Неметаллические включения в стали. – Днепропетровск: АРТ-ПРЕСС, 2005. – 536 с.
6. Князев А.А., Волков В.А., Чернуха Л.Г. О механизме влияния неметаллических включений на диффузию водорода в стали // Изв. АН СССР Металлы. – 1984. – № 4. – С. 43-49.
7. Гегузин Я.Е., Кривоглаз М.А. Движение макроскопических включений в твердых телах. – М.: Металлургия, 1971. – 344 с.
8. Фастов Н.С. Особенности термодинамики твердых растворов внедрения с ОЦК решеткой. Доклады АН СССР. – 1961, т. 138. – № 2. – С. 61-68.
9. Смиттельс К. Примеси в металлах, их влияние на структуру и свойства. – Л.: КУБУЧ, 1933. – 194 с.
10. Природа включений и водородостойкость углеродистой стали, модифицированной селеном и теллуром // Гасик М.И., Исмаилов Ч.Р., Трофименко В.В., Губенко С.И., Пройдак Ю.С. // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1988. – № 9. – С. 52-56.
11. Evans G.M., Rollason E.C. Influence of non-metallic inclusions on the apparent diffusion of hydrogen in ferrous materials // Journal of Iron and Steel Institute. – 1969, v. 207. – N 11. – P. 1484-1490.



УДК. 669.017:620.177.6

Куцова В.З. /д.т.н./, Миронова Т.М. /д.т.н./

Национальная металлургическая академия Украины

Влияние карбидных превращений на технологическую пластичность сталей карбидного класса и белых чугунов

В работе детально показано влияние фазовых превращений, которые происходят в карбидах железоуглеродистых сплавов эвтектического типа, на их поведение при обработке давлением. К таким сплавам относятся стали карбидного класса и белые чугуны. Рассмотрена роль различных типов карбидных превращений в повышении или снижении технологической пластичности быстрорежущих сталей и экономнолегированных белых чугунов. Показано, что используя фазовые переходы в метастабильных карбидах можно в несколько раз повысить пластичность труднодеформируемых материалов и обеспечить их успешную обработку давлением в промышленных условиях. Ил. 5. Библиогр.: 5 назв.

Ключевые слова: быстрорежущие стали, белые чугуны, метастабильные карбиды, фазовые превращения, повышение пластичности

The influence of phase transformations which take place in carbides of eutectic type iron-carbon alloys on their behavior during pressure treatment is indicated in present work in details. The carbide steels and white cast irons are belonging to such alloys. The influence of different carbide transformations on increasing or decreasing of high-speed steels and economy alloyed white cast irons technological plasticity is investigated in current work. It is shown that implementation of phase transitions in metastable carbides could lead to hard deforming materials plasticity increasing in several times as well as to provide their successful pressure treatment under industrial conditions.

Keywords: high-speed steels, white cast irons, metastable carbides, phase transformations, plasticity increasing

Легированные инструментальные стали и белые чугуны обладают ценными эксплуатационными свойствами такими, как высокая твердость, прочность, износостойкость. Высокое легирование придает им специальные свойства: жаростойкость, теплостойкость, коррозионную стойкость. В значительной степени эти свойства обусловлены наличием большого количества карбидов, в том числе и эвтектических. Однако в литом состоянии сплавы эвтектического типа, к которым относятся и перечисленные сплавы, имеют пониженную пластичность, что ограничивает область их применения и затрудняет обработку давлением.

Для большинства сталей карбидного класса обработка давлением является обязательным технологическим переделом, так как служит не только методом формоизменения для производства изделий, но и способствует формированию структуры, обеспечивающей необходимые эксплуатационные характеристики. Улучшение всего комплекса свойств происходит за счет перераспределения хрупкой составляющей эвтектической сетки и достижения такого состояния, когда эвтектические карбиды уже не концентрируются у границ дендритов аустенита, а равномерно распределены (рассеяны) в объеме зерен твердого раствора.

Неоспоримым также является исключительно благотворное влияние обработки давлением на свойства белых чугунов. Первые научные исследования, доказывающие возможность пластической деформации этих сплавов, относятся к тридцатым годам прошлого столетия [1].

Однако до настоящего времени деформация чугуна не получила должного широкого применения и внедрения в промышленности. Это объясняется их низкой технологической пластичностью, обусловленной наличием в структуре низколегированных чугунов – ледобурита, в колониях которого матричной фазой является не пластичный аустенит, как в эвтектиках быстрорежущих сталей, а хрупкий карбид железа.

Важную роль, с точки зрения технологической пластичности сталей карбидного класса и белых чугунов, играют не только морфология эвтектик, но и структурные и фазовые превращения, происходящие в них в процессе термической и деформационной обработки. Определяющими в этом плане являются фазовые переходы в метастабильных эвтектических карбидах, называемые карбидными превращениями [2, 3]. В трехкомпонентных системах Fe-C-M, где М - карбидообразующий элемент, выявлено два вида карбидных превращений - перекристаллизация метастабильных карбидов в стабильные и распад по типу старения пересыщенных легирующими компонентами твердых растворов на основе карбидных фаз, который осуществляется через ряд стадий, включающих в себя, как стадии выделения избыточных фаз, так и предшествующие этому расслоение по типу спинодального распада или образования зон Гинье-Престона.

В сложнолегированных карбидах высоколегированных сталей осуществляются превращения первого или второго вида, которые могут идти одновременно или поочередно. Механизм превращения и морфология продуктов распада существенно зависят от исходного состояния и температуры превращения.

В качестве примера рассмотрим превращение в эвтектике аустенит + M_2C быстрорежущей стали Р6М5.

© Куцова В.З., Миронова Т.М., 2012 г.

Эвтектический карбид M_2C метастабилен во всех исследованных сталях и при высокотемпературном отжиге распадается с образованием карбидов M_6C и MC . В предельном случае это превращение происходит по следующей реакции: $(V,W,Mo)_2C + A \rightarrow (W,Mo,Fe)_6C + VC$, начинаясь на границе эвтектический карбид/аустенит и постепенно продвигаясь вглубь исходной карбидной фазы. При нагреве литой стали Р6М5 до температур выше $1100^\circ C$ первым зарождается карбид M_6C и образует практически непрерывную оболочку вокруг кристаллов исходных карбидов M_2C (рис. 1а). После выдержки, определенной для каждой температуры длительности, эвтектический карбид становится слоистым. Частицы карбида MC выделяются на границе карбидов M_6C и M_2C , чаще всего, в виде прерывистых прослоек. При увеличении времени выдержки ободки укрупняются, а размеры еще не превращенных сердцевин уменьшаются (рис. 1б). В дальнейшем осуществляется пульсирующий рост фаз, заключающийся в попеременном увеличении объемной доли то карбида M_6C , то карбида MC . Слоистое строение сохраняют лишь крупные карбидные пластины, располагающиеся на периферии эвтектических колоний. Количество этих слоистых карбидов постоянно уменьшается. Но происходит это медленно. Длительное время в структуре встречаются карбидные пластины или стержни, имеющие слоистое строение. По мере увеличения длительности выдержки все карбиды приобретают двухфазное строение и состоят из карбидов M_6C и MC (рис. 1в). В дальнейшем происходит их разделение по межфазным границам, сфероидизация и коалесценция карбидных частиц (рис. 1г).

Исследования показали, что максимальной пластичностью сталь Р6М5 обладает в состоянии, когда частицы MC вкраплены в M_6C , и в процессе обработки давлением существенно облегчается деление карбидных пластин и стержней по образовавшимся при карбидном превращении границам между карбидами M_6C/MC . Карбиды в эвтектике под действием деформирующего усилия как бы рассыпаются, в результате чего карбидные частицы теряют контакт друг с другом и оказываются окруженными твердым раствором. На рис. 2б показана схема таких структурных изменений. В исходном состоянии до начала деформации изображена пластина белого цвета, представляющая карбид M_6C с частицами карбида MC .

Обязательным условием, обеспечивающим повышение технологической пластичности данных сталей, является полное завершение карбидного превращения в эвтектической составляющей [2], при котором монолитность метастабильных карбидов нарушается образованием межфазных границ. При незавершенности этих фазовых переходов при наличии когерентных границ или неоднородности в карбидах, они склонны к разрушению и образованию трещин. Укрупнение и огранение карбидных частиц в результате коалесценции и сфероидизации при длительной выдержке или перегреве выше $1200^\circ C$ отрицательно сказывается на поведении быстрорежущих сталей при деформации и является одной из причин понижения пластичности в этом интервале температур.

Применение предварительного отжига, инициирующего карбидное превращение, позволило увеличить на 2,5 % выход годного при прокатке быстрорежущей стали Р6М5 на стане 800 [2].

Большое влияние на пластичность белых чугунов оказывает легирование карбидообразующими элементами. При экономном легировании белых чугунов карбидообразующими элементами, суммарное количество которых не превышает 3,5 %, в их структуре сохраняется большое количество ледебурита. Cr , Mo , W и V образуют с карбидом железа M_3C твердые растворы, в которых при тепловом воздействии наблюдаются превращения, квалифицируемые как различные этапы второго типа карбидных превращений, а именно расслоение пересыщенных твердых растворов и выделения избыточных фаз, причем эти превращения имеют свои особенности в каждом отдельном случае (рис. 2).

Изучение поведения ледебуридных чугунов различного состава при горячем кручении, сжатии и прокатке показало [4], что легирование хромом до 5 % способствует не повышению, а наоборот снижению пластичности белых чугунов. Это объясняется тем, что хром, растворяясь в цементите до 20 %, вызывает в нем процессы, которые можно охарактеризовать как стадии предвыделения новых фаз, а именно, способствует возникновению в карбиде $(Fe,Cr)_3C$ образований, подобных зонам Гинье-Престона, которые достаточно устойчивы и склонны к коалесценции при высокотемпературных выдержках (рис. 3а). Такие изменения охрупчивают карбид железа и приводят к снижению пластичности чугуна. Стадия выделения непосредственно хромистых карбидов в цементите не наблюдается. Лишь при дополнительном легировании ванадием (не менее 1,5 %) в цементите этих сплавов образуются карбиды типа MC .

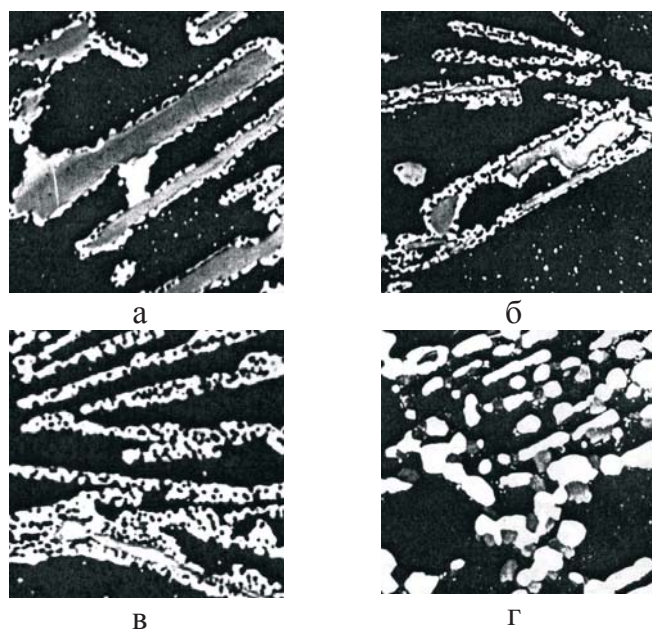


Рис. 1. Карбидное превращение в эвтектике аустенит+карбид M_2C стали Р6М5 в процессе выдержки при $1150^\circ C$, $\times 850 \times 2$, ч: а – 0,5; б – 2; в – 20; г – 100

В результате исследований установлено, что интенсивность фазовых превращений в легированном хромом, молибденом, вольфрамом и ванадием эвтектическом цементите, возрастает с увеличением сродства легирующих элементов к углероду.

Однако легирование молибденом и вольфрамом, несмотря на возможность в ледебурите карбидных превращений, не приводит к повышению пластичности чугуна. Карбидное превращение развивается в цементите этих сплавов вяло, превалирует в приграничных участках (рис. 3а, б), а анизотропный характер роста кристаллов WC препятствует его реализации во время деформации. Решающим фактором, определяющим низкий уровень пластичности чугунов, является тот факт, что молибден и вольфрам способствуют отдельной кристаллизации эвтектических фаз и формированию сплошной сетки конгломератного эвтектического цементита (рис. 3в).

Самым сильным из перечисленных в работе карбидообразующих элементов является ванадий. Именно карбидное превращение, которое происходит в эвтектическом цементите при легировании ванадием, позволило достигнуть повышения пластичности белых ледебуристых чугунов до уровня, достаточного для осуществления прокатки чугунных слитков в промышленных условиях [4, 5]. Такой эффект достигается благодаря феномену «дактилирования» - пластифицирования цементита за счет его структурирования в процессе перехода из метастабильного состояния, усиленного пересыщением ванадием и деформационным упрочнением, в более стабильное состояние путем выделения избыточных фаз, с одной стороны и процессами динамического разупрочнения с другой. Рассмотрим более детально последовательность происходящих при этом процессов.

Распад карбида $(Fe,V)_3C$ на монокарбид ванадия, аустенит и менее легированный цементит (рис. 4) происходит не только во время отжига при температуре выше $800^\circ C$, но интенсивно развивается при горячей деформации, при этом способствуя наклепу цементита. Несмотря на то, что выделяющиеся частицы VC служат барьерами для дислокаций, движущихся при деформации, их образование, тем не менее, приводит к локальному увеличению плотности дислокаций в прилегающих к частицам VC микрообъемах цементита, который при этом интенсивно упрочняется. Наряду с этим, распад карбида $(Fe,V)_3C$ сопровождается уменьшением суммарного объема фаз [5].

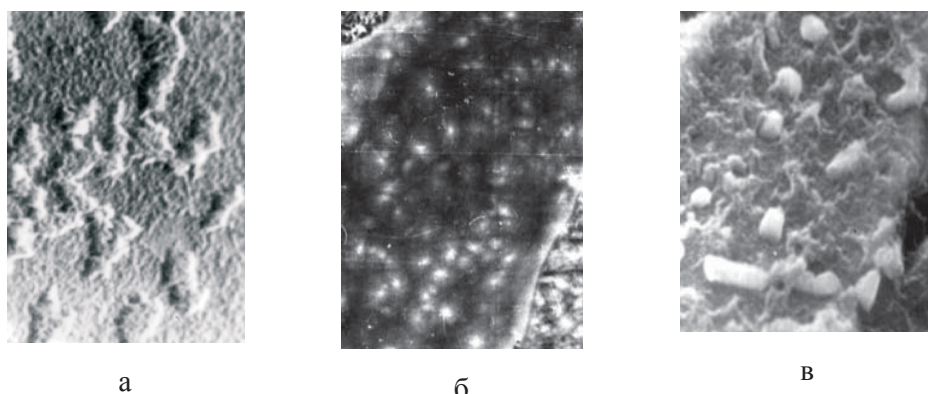


Рис. 2. Расслоение и выделение избыточных фаз в цементите, легированном хромом (а), молибденом (б), вольфрамом (в): а, в - $\times 20000$, РЭМ; б - $\times 2000$, оптическая микроскопия

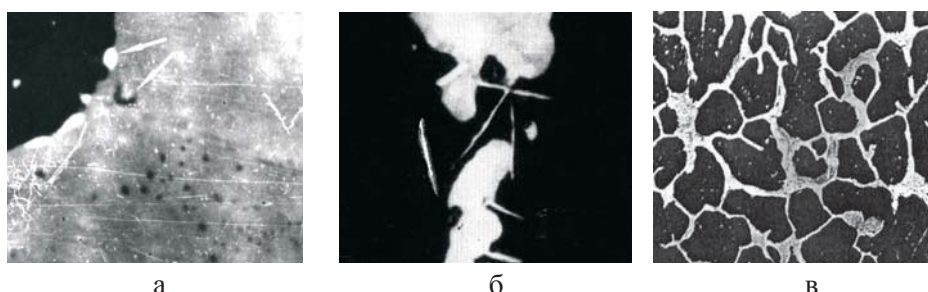


Рис. 3. Карбидное превращение на границе легированного цементита: а - молибденом; б, в - вольфрамом; а, б - $\times 1500$; в - $\times 400$

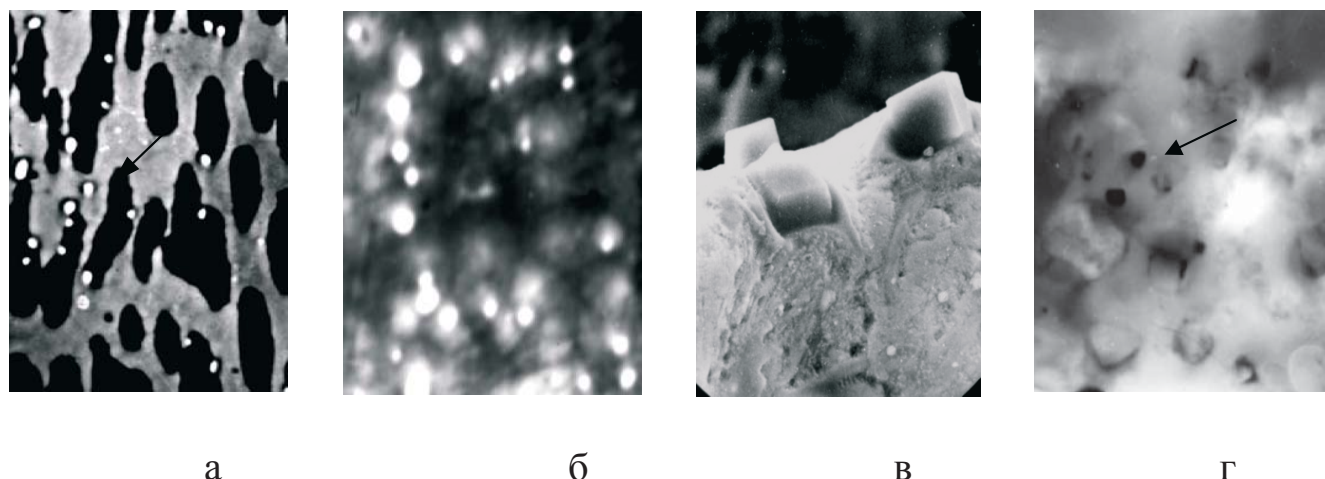


Рис. 4. Выделение карбидов VC в эвтектическом цементите: а - $\times 1200$; б - $\times 3500$; в - $\times 7200$, РЭМ; г - $\times 5\,000$, ПЭР

Напряжения, вызываемые таким эффектом, способствуют дополнительному возникновению и ускорению перемещения вакансий. То есть, образуя вакансии способствуют «разрыхлению» цементита и облегчают, как выделение новых карбидов, так и перемещение дислокаций при деформации, обеспечивая пластическое течение цементита. Таким образом, происходит диффузионная релаксация напряжений за счет выделения новых частиц VC, однако вслед за ней вновь возникают новые искажения. В итоге упрочнение сохраняется, но уровень его несколько снижается. Взаимодействие точечных и линейных дефектов при непрерывающемся распаде цементита и обеспечивает его аномально высокую пластичность. Установлено, что эффект дактилирования в процессе деформации стимулирует появление в цементите дополнительной плоскости скольжения $\{111\}$.

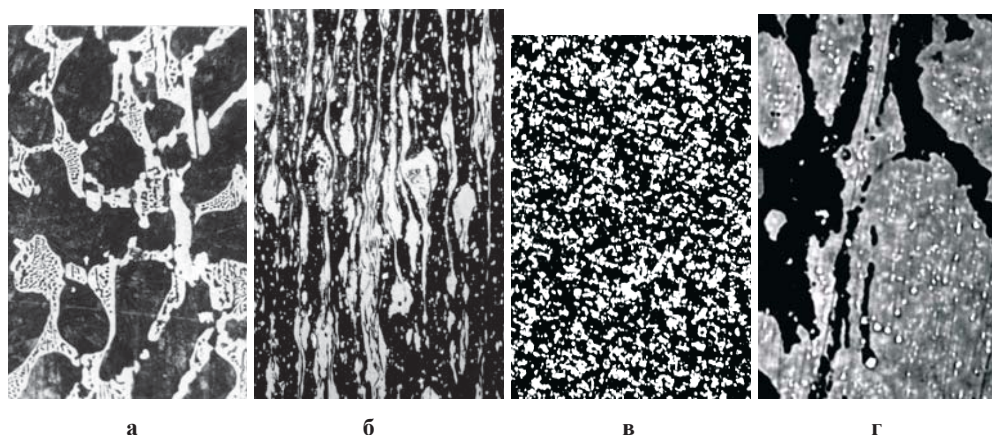


Рис. 5. Формоизменение ледебурита в процессе прокатки: а – до деформации; б, в, г – после деформации; а – продольное сечение; б – поперечное сечение; а, б, в – $\times 100$; г – $\times 1000$

В конечном итоге микроструктура образцов после горячей прокатки представляет собой вытянутые и сплюснутые колонии ледебурита, окруженные матрицей из продуктов распада аустенита (рис. 5). Эвтектический цементит благодаря карбидному превращению хорошо деформируется причем, наблюдается его пластическое течение, анемеханическое дробление. Использование описанных превращений позволило разработать оптимальные составы белых чугунов повышенной пластичностью, названных дактилированными, которые содержат в сумме 1,9-2,5 % легирующих элементов. А также осуществить в промышленных условиях свободную ковку - прокатку 1150 кг слитков на блюминге и сортопрокатных станах. Детали, изготовленные из чугуна проката, имеют повышенную износостойкость. Например, стойкость пальцев гусеничных машин из деформированного чугуна более чем в 6 раз превосходит износостойкость используемых в настоящее время стальных.

Дальнейшее изучение закономерностей карбидных превращений в железоуглеродистых сплавах эвтектического типа открывает широкие возможности управления их структурой и свойствами.

Выводы

1. В легированных сталях карбидного класса и белых чугунах в метастабильных эвтектических карбидах при тепловой и деформационной обработке происходят фазовые превращения, которые оказывают существенное влияние на свойства этих сплавов, в том числе технологическую пластичность.
2. Влияние фазовых изменений на поведение сталей и чугунов при деформации зависит от типа карбидных превращений, степени завершенности и самой природы, исходных и образующихся в процессе обработки карбидных фаз.
3. В быстрорежущих сталях повышение пластичности обеспечивается только при полной завершенности карбидного превращения в эвтектиках на базе карбида M_2C . В белых чугунах повышение пластичности наблюдается при развитии карбидного превращения в легированном ванадием цементите не только в процессе предварительного отжига, но, главным образом, непосредственно во время горячей деформации.

Библиографический список

1. Баранов С.А. Ковка чугуна // «Сообщения Всесоюзного ин-та металлов», 1931. - № 8. - С. 12–14.
2. Структурные и фазовые изменения в эвтектиках литой стали Р6М5 при горячей пластической деформации / Таран Ю.Н., Нижниковская П.Ф., Миронова Т.М. и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1981. - № 5. - С. 105-113.
3. Структурные и фазовые превращения в эвтектиках легированных Fe-C сплавов при тепловой обработке / П.Ф. Нижниковская, О.Н. Шаповалова, Г.Ф. Демченко, Т.М. Миронова // Закономерности формирования структуры сплавов эвтектического типа. - 1978. - С. 158–159.
4. Структура и свойства деформируемых чугунов / Т.М. Миронова, В.З. Куцова. – Днепропетровск: Дри-ант, 2009. - 190 с.
5. Деформируемые экономнолегированные белые чугуны / Ю.Н. Таран, П.Ф. Нижниковская, О.Р. Даничек и др. // МиТОМ. - 1989. – № 5. – С. 35-43.



УДК 669.017.03

Куцова В.З. /д.т.н./, Ковзель М.А. /к.т.н./,
Гребенёва А.В.
Національна металургійна академія України

Горна І.Д. / к.фіз.-мат.н./
Інститут проблем матеріалознавства
ім. І. М. Францевича НАНУ

Вплив ізотермічного гартування на механічні властивості високохромистих сплавів

Вивчені властивості високохромистого чавуну 28X32H3Ф та жароміцного хромонікелевого сплаву «нікорим». Порівняльний аналіз властивостей високохромистого чавуну 28X32H3Ф та хромонікелевого сплаву «нікорим» показав, що чавун після ізотермічного гартування може успішно конкурувати зі сплавом «нікорим», який містить майже 60% Ni, що дорого коштує. Властивості термообробленого чавуну знаходяться на рівні хромонікелевого сплаву. Іл. 3. Табл. 7. Бібліогр.: 17 назв.

Ключові слова: структура, білий високохромистий чавун, ізотермічна витримка, режим термічної обробки, легуючі елементи

Properties of 28X32H3Ф high-chromium cast iron and high-temperature strength chromium-nickel alloy «Nikorim» are studied. Comparatively analysis of 28X32H3Ф high-chromium white cast iron and chromium-nickel alloy of «Nikorim» it was shown that properties after austempering the cast iron can compete with high prices alloy of «Nikorim». Properties of heat treatment cast iron was on the chromium-nickel alloy level.

Keywords: structure, white high-chromium cast iron, austempering, régime of heat treatment, alloying elements

Високохромисті сплави мають складну структуру металевої матриці. В залежності від хімічного складу, маси, швидкості охолодження виливоч чи виду термічної обробки вона складається з аустеніту, мартенситу та продуктів їх розпаду, співвідношення яких може змінюватись в широких межах. До дійсного часу не сформувався чіткої позиції, яка визначає оптимальний фазовий склад і структуру металевої матриці, як з точки зору зносостійкості, так і механічних властивостей (ударної в'язкості і міцності). Одні автори за оптимальну, яка забезпечує максимальну зносостійкість, приймають мартенситну матрицю [1-3]. Інші автори [4, 5] віддають перевагу метастабільному аустеніту. Існують дані, що свідчать про те, що граничну зносостійкість можна отримати при змішаній мікроструктурі – мартенсит і метастабільний аустеніт [6, 7].

Аналогічна картина спостерігається і при аналізі літературних джерел, в яких вивчено вплив матриці на міцнісні характеристики високохромистих сплавів. За даними різних робіт вважається, що найкращою є аустеніто-мартенситна основа [6], суто аустенітна [4], мартенситна [8]. Існує думка [9], що структура металевої матриці взагалі не впливає на міцність високохромистих сплавів. Відомо, що складність структури, неоднорідність складу твердого розчину, різні методи отримання і випробувань виливоч призводять до неоднозначних і протирічних залежностей властивостей від типу структури металевої основи.

Високохромисті сплави знайшли широке застосування в промисловості. Деталі з високохромистих сплавів працюють в умовах абразивного та ударно-абразивного зносу, як при кімнатній, так і при підвищених температурах. Промислові високохромисті сплави є складними багатокомпонентними системами, які містять постійні домішки (фосфор, сірку, кисень, водень, азот), а також різні легуючі елементи.

Високохромисті сплави використовуються для виготовлення прокатних валків, плит бронезахисту, шарів, що мелють, а також з них виготовляють прокатний інструмент (калібри і оправки для прокатки труб).

Змінюючи хімічний склад, тип модифікуючих і легуючих домішок, умови затвердіння і охолодження в твердому стані, можна регулювати механічні та експлуатаційні властивості зносостійких високохромистих сплавів в широких межах.

Метою роботи є співставлення властивостей високохромистого чавуну 28X32H3Ф та жароміцного сплаву «нікорим», які використовують для виробництва деталей змінного прокатного інструменту та розробка на цій основі рекомендацій по вибору раціонально легуваного сплаву та технологічних параметрів його обробки.

Об'єктом досліджень в даній роботі слугували зразки білого чавуну та хромонікелевого сплаву «нікорим», склад яких наведено в табл. 1.

Механічні властивості хромонікелевого сплаву «нікорим» визначали в литому стані, а для білого чавуну з вмістом хрому 30-35 % їх вивчали в литому і термо-

Таблиця 1. Хімічний склад дослідних сплавів

Хімічний склад, %	Високохромистий чавун 28X32H3Ф	Хромонікелевий сплав «нікорим»
C	2,7-3,0	1,8
Cr	30,0-35,0	34,0
Ni	2,5-3,0	57,0
Al	-	2,5
Ti	-	0,6
V	0,2-0,3	-
Mn	0,3-0,6	0,2
Si	1,2	0,7
Cu	0,4	-

обробленому стані. Термічну обробку обирали за наступною схемою: аустенітизація при 950 і 1050 °С впродовж 1 год в атмосфері проточного аргону, потім зразки переносили до ванни для ізотермічної витримки при температурі 350 °С з послідовним гартуванням у воді.

Ударну в'язкість високохромистого чавуну в литому та термообробленому стані визначали на зразках без надрізу по ГОСТ 9454-78 на машині ПСВО-5 з максимальною енергією удару 294 Дж при кімнатній та підвищеній температурі випробувань.

Значення межі міцності дослідних високохромистих сплавів розраховані згідно наступним умовам: якщо $HV > 175$, то $\sigma_B \approx 0,345HV$; якщо $HV < 175$, то $\sigma_B \approx 0,362 HV$ [10].

Мікротвердість γ визначали за формулою [11]

$$\gamma_{\text{вд}} = \frac{D^2 - d^2}{d^2},$$

де D – середній розмір зони, яка пошкоджується, мкм; d – діагональ відбитку, мкм.

Крихку мікротвердість $\sigma_{\text{вд}}$ визначали за формулою [11]

$$\sigma_{\text{вд}} = \frac{P}{D^2} \text{ кгс/мм}^2,$$

де P – навантаження на індентор, г; D – середній розмір зони, яка пошкоджується, мкм.

Тріщиностійкість K_{Ic} визначали за формулою [12]

$$K_{Ic} = (0,016 \pm 0,004) (E/H)^{1/2} P/C^{3/2},$$

де P – навантаження на індентор, г; C – напівдовжина тріщини, мкм.

$$E/H = \frac{0,45}{1/7,11 - b'/d},$$

де d – довжина більшої діагоналі відбитка; b' – довжина короткої діагоналі відбитка.

Температурну залежність твердості високохромистого чавуну та «нікориму» вивчали на приборі Віккерса. В якості індентора використовували алмазну піраміду, витримка індентора під навантаженням 50 г складала 10 с. Вимірювання твердості проводили при швидкості нагріву 5°С/хв. з кроком 100 °С.

Залежність показників межі міцності (σ_B , МПа) зразків чавуну від температури аустенітизації і часу витримки при температурі 350 °С представлена на рис. 1. Аналіз отриманої залежності демонструє, що максимальні значення межі міцності спостерігаються при $T_{\text{ауст}} = 950$ °С ($\tau_{\text{ізот}} = 3$ год.), а також при підвищенні температури аустенітизації до 1050 °С з ізотермічною витримкою впродовж 3 год.

Встановлене зниження значень межі міцності при збільшенні тривалості ізотермічної витримки пов'язано з процесами відпуску бейнітного фериту. Ізотермічне гартування практично не змінює ударну в'язкість при кімнатній температурі випробувань (рис. 2, табл. 2). В той же час, межа міцності хромонікелевого сплаву «нікорим» в литому стані вище на 100 одиниць за межу міцності литого чавуну 28Х32Н3Ф і складає 1646 МПа. Проте за рахунок термічної обробки цей показник для високохромистого чавуну значно зростає і перевищує межу міцності литого сплаву «нікорим» на 240-140 МПа.

До того ж, як виходить з рис. 2, табл. 2 ударна в'язкість зразків чавуну, як в литому, так і в термообробленому стані за режимом: $T_{\text{ауст}} = 1050$ °С, $\tau = 1$ год.; $T_{\text{ізот}} = 350$ °С, $\tau = 3$ год. підвищується, як при кімнатній, так і при температурі випробувань 950 °С до 5,9 Дж/см² і 5,4 Дж/см², відповідно. Максимальні значення ударної в'язкості спостерігаються у зразків в литому стані також при температурі випробування 950 °С. Ізотермічне гартування за оптимальним режимом призводить до суттєвого зміцнення чавуну на 350 МПа незалежно від температури випробування, при цьому ударна в'язкість зберігається достатньо високою. Зниження ударної в'язкості при кімнатній температурі випробувань складає всього 0,2 Дж/см², а при температурі 950 °С – 0,5 Дж/см².

Вочевидь, що закономірності зміни механічних властивостей визначеним чином корелюють з даними рентгеноструктурного і локального рентгено-спектрального аналізу. Збільшення ступеню недосконалості бейнітної α -фази, а також ступеню підвищення легуваності продуктів розпаду переохолодженого аустеніту є визначальними факторами, що забезпечу-

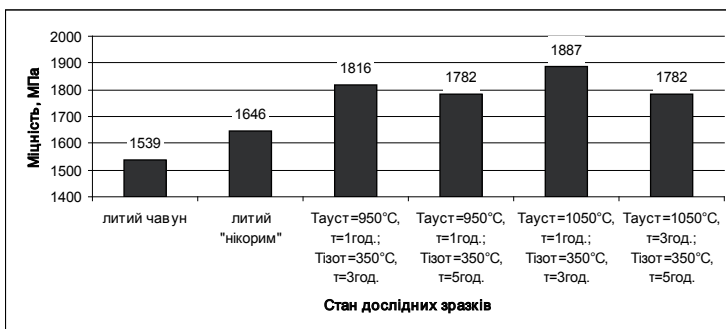


Рис. 1. Залежність межі міцності хромонікелевого сплаву «нікорим» та білого високохромистого чавуну 28Х32Н3Ф від стану зразків

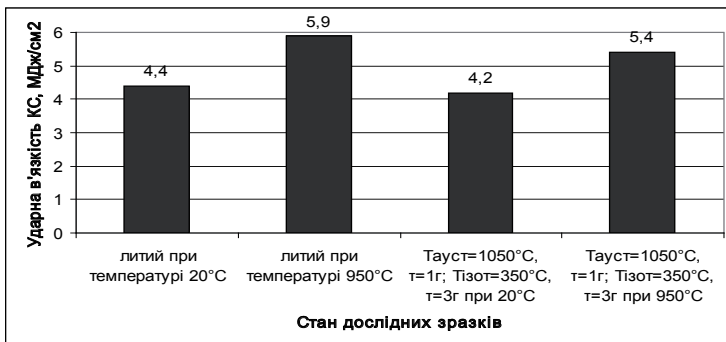


Рис. 2. Залежність ударної в'язкості високохромистого чавуну 28Х32Н3Ф від стану та температури випробувань дослідних зразків

Таблиця 2. Механічні властивості високохромистого чавуну 28X32НЗФ в литому і термообробленому стані

Стан дослідних зразків	Температура випробувань, °C	Твердість, НВ	Межа міцності σ_B , МПа	Ударна в'язкість КС, Дж/см ²
литий	+20	444-461	1539	4,4
литий	950	185-190	650	5,9
$T_{\text{ауст}}=950^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=3\text{год.}$	25	534	1816	-
$T_{\text{ауст}}=950^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=3\text{год.}$	950	225-230	790	-
$T_{\text{ауст}}=950^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=5\text{год.}$	+20	514-534	1782	-
$T_{\text{ауст}}=950^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=5\text{год.}$	950	225-230	790	-
$T_{\text{ауст}}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=3\text{год.}$	+20	555	1887	4,2
$T_{\text{ауст}}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=3\text{год.}$	950	260-265	901	5,4
$T_{\text{ауст}}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=5\text{год.}$	+20	514-534	1782	-
$T_{\text{ауст}}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=5\text{год.}$	950	245-250	850	-

ють збільшення характеристик міцності [13, 14]. Також додатковим фактором, що забезпечує зміцнення, може слугувати виділення дрібнодисперсних карбідів з пересиченої вуглецем α -фази бейніту. Що стосується зниження рівня міцності при збільшенні ізотермічної витримки, то це пов'язано з тим, що одночасно протікають декілька процесів, які по-різному впливають на властивості: насичення вуглецем неперетвореного аустеніту, відпуск пересиченої вуглецем α -фази, релаксацийні процеси в матриці. Неможна виключити також можливість реалізації процесів розпаду пересичених твердих розчинів з формуванням карбідної фази. Вочевидь, що для визначення домінуючої ролі тих чи інших процесів необхідно проведення досить широкого дослідження, яке виходить за рамки цієї роботи.

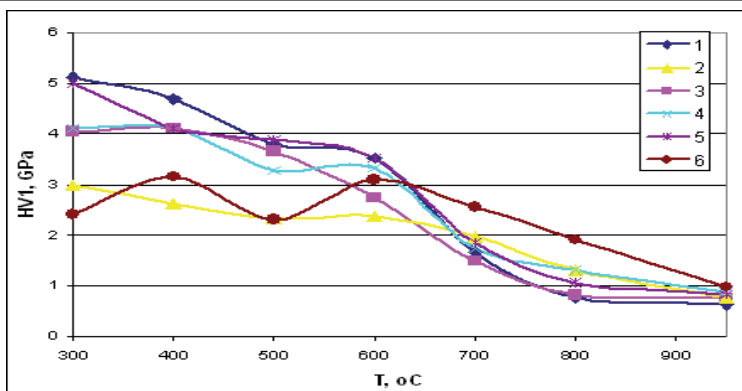


Рис. 3 Температурна залежність гарячої міцності зразків чавуну типу 28X32НЗФ та хромонікелевого сплаву «нікорим»: 1 – литий стан; 2 – $T_{\text{ауст}}=950^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=3\text{год.}$; 3 – $T_{\text{ауст}}=950^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=5\text{год.}$; 4 – $T_{\text{ауст}}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=3\text{год.}$; 5 – $T_{\text{ауст}}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=5\text{год.}$; 6 – «нікорим» в литому стані

Значення механічних характеристик зразків чавуну із вмістом хрому 30-35 % приведені в табл. 2. Аналіз даних табл. 2 показав, що литий чавун при температурі випробувань 950 °C характеризується підвищеними значеннями ударної в'язкості при значному зниженні міцності. В той же час, чавун після термічної обробки за режимом $T_{\text{ауст}}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ауст}}=1\text{год.}$; $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=3\text{год}$ при кімнатній температурі випробувань (+20 °C) має надзвичайно високу міцність при задовільних в'язких властивостях. Вказана різниця у властивостях визначається відмінністю в структурі матриці чавуну. Окрім того, структура в цілому, як свідчать дані рентгенографічних досліджень, характеризується підвищеним рівнем внутрішніх напруг і, згідно даних металографічного аналізу, значно більш дисперсною будовою [15]. Всі перераховані фактори і визначають відмінність в показниках механічних властивостей. Твердість термообробленого чавуну при температурі випробувань 950 °C збільшується » на 100 одиниць, а межа міцності на 300 в порівнянні з литим станом (табл. 2).

Вимірювання твердості при підвищених температурах свідчить про зниження цього показника з підвищенням температури, незалежно від вихідного стану.

Цей вид дослідження дає можливість провести експресне порівняння характеристик жароміцності даного чавуну без проведення випробувань на розтягнення, що дорого коштують. Твердість, яка виміряна по відбитку індентора характеризує величину опору матеріалу [16].

На кривій температурної залежності твердості високохромистого чавуну 28X32НЗФ (рис. 3) в литому (1), та термообробленому стані (2, 4) в інтервалі температур 500-600 °C спостерігається площадка, в межах якої твердість дослідних зразків не знижується, а лишається практично на тому самому рівні, після чого різко знижується. Вірогідно, в цьому температурному інтервалі ферито-карбідна суміш перетворюється в аустеніт. Виділяються з цієї залежності зразки 3 та 5 які ізотермічно загартовані при $T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{ізот}}=5\text{год.}$ на кривих температурної залежності твердості цих зразків знижується практично монотонно, що пов'язано з процесами відпуску бейнітної α -фази, які передують фазовому перетворенню ферито-карбідної суміші в аустеніт.

В табл. 3 приведені порівняльні дані вимірювання твердості при високих температурах на зразках високохромистого чавуну в литому і термообробленому стані та на зразках хромонікелевого сплаву «нікорим» в литому стані.

З аналізу таблиці видно, що в литому стані високотемпературна твердість чавуну при 300 °C висока і дорівнює 5,13 ГПа, проте при температурі 950 °C вона найнижча з усіх виміряних зразків і складає 0,63 ГПа. Зра-

Таблиця 3. Дані виміру високотемпературної твердості залежно від стану дослідних зразків високохромистого чавуну і хромонікелевого сплаву «нікорим»

Температура, випробувань, °C	Стан дослідних зразків чавуну 28X32H3Ф					«нікорим»
	литий	$T_{\text{ауст}}=950^{\circ}\text{C}, t_{\text{ауст}}=1\text{год}; T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}, t_{\text{ізот}}=3\text{год}$	$T_{\text{ауст}}=950^{\circ}\text{C}, t_{\text{ауст}}=1\text{год}; T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}, t_{\text{ізот}}=5\text{год}$	$T_{\text{ауст}}=1050^{\circ}\text{C}, t_{\text{ауст}}=1\text{год}; T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}, t_{\text{ізот}}=3\text{год}$	$T_{\text{ауст}}=1050^{\circ}\text{C}, t_{\text{ауст}}=1\text{год}; T_{\text{ізот}}=350^{\circ}\text{C}, t_{\text{ізот}}=5\text{год}$	литий
	Нумерація зразків					
	1	2	3	4	5	6
Твердість HV1, ГПа						
300	5,13	2,99	4,04	4,12	5,01	2,41
400	4,69	2,61	4,12	4,12	4,12	3,15
500	3,8	2,33	3,74	3,26	3,88	2,3
600	3,52	2,37	2,74	3,33	3,52	3,09
700	1,66	1,98	1,5	1,75	1,85	2,56
800	0,76	1,32	0,82	1,31	1,05	1,92
950	0,63	0,75	0,75	0,87	0,83	0,98

зок, що був термооброблений за режимом: $T_{\text{ауст}} = 950^{\circ}\text{C}, t_{\text{ауст}} = 1\text{ год.}; T_{\text{ізот}} = 350^{\circ}\text{C}, t_{\text{ізот}} = 3\text{ год.}$ при температурі 300°C має найнижчу з усіх дослідних зразків твердість (2,99 ГПа, що майже вдвічі менше, ніж у литого зразка), а при температурі 950°C його твердість складає 0,75 ГПа. Таку саму твердість при 950°C має і зразок термооброблений за режимом: $T_{\text{ауст}} = 950^{\circ}\text{C}, t_{\text{ауст}} = 1\text{ год.}; T_{\text{ізот}} = 350^{\circ}\text{C}, t_{\text{ізот}} = 5\text{ год.}$ Ізотермічне гартування за оптимальним режимом: $T_{\text{ауст}} = 1050^{\circ}\text{C}, t_{\text{ауст}} = 1\text{ год.}; T_{\text{ізот}} = 350^{\circ}\text{C}, t_{\text{ізот}} = 3\text{ год.}$ призводить до того, що дослідний чавун характеризується достатньо високими значеннями твердості при 300°C (4,12 ГПа), а при 950°C він має найвищий (0,87 ГПа) показник твердості. Збільшення ізотермічної витримки до 5 год. веде до підвищення значень твердості при 300°C та незначного зниження при 950°C .

Таким чином, більшою жароміцністю серед чавунних зразків характеризується чавун, термооброблений за оптимальним режимом.

Високотемпературна твердість чавуну в термообробленому стані в інтервалі температур $700\text{--}950^{\circ}\text{C}$ перевищує на 10–30 % твердість в литому стані, що забезпечує підвищену зносостійкість чавуну при експлуатації.

При температурі випробувань 300°C твердість «нікориму» мала і складає 2,41 ГПа, це менше ніж у всіх дослідних зразків чавуну. При підвищенні температури до 400°C твердість «нікориму» дещо підвищується (3,15 ГПа), проте твердість чавунних зразків за винятком одного вища майже на одиницю. Температура 500°C призводить до того, що показник твердості різко падає і становить 2,3 ГПа, таку саму твердість має і зразок чавуну термооброблений за режимом: $T_{\text{ауст}} = 950^{\circ}\text{C}, t_{\text{ауст}} = 1\text{ год.}; T_{\text{ізот}} = 350^{\circ}\text{C}, t_{\text{ізот}} = 3\text{ год.}$ всі інші зразки чавуну характеризуються значно вищою твердістю. Після цього твердість дослідного хромонікелевого сплаву підвищується і вже починаючи з температури 700°C його твердість вище ніж у всіх чавунних зразків. Таким чином, зведеного графіку і таблиці видно, що при високих температурах ($700\text{--}950^{\circ}\text{C}$) випробування «нікорим» має більшу твердість завдяки високому вмісту хрому і нікелю, ніж дослідний чавун 28X32H3Ф. Але ця різниця не дуже суттєва, наприклад, зразок чавуну, термооброблений за оптимальним режимом: $T_{\text{ауст}} = 1050^{\circ}\text{C}, t_{\text{ауст}} = 1\text{ год.}; T_{\text{ізот}} = 350^{\circ}\text{C}, t_{\text{ізот}} = 3\text{ год.}$ при температурі 950°C характеризується показником твердості 0,87 ГПа, а сплав «нікорим» 0,98 ГПа, таким чином, різниця становить лише 0,11 одиниць.

На кривій температурної залежності твердості жароміцного хромонікелевого сплаву «нікорим» (рис. 3) в температурному інтервалі $500\text{--}600^{\circ}\text{C}$ відбувається різка зміна твердості, тоді як у чавуна спостерігається стабільна ділянка. Цей факт добре узгоджується з термограмою дослідного жароміцного сплаву. На термограмі нагріву зафіксовано термічний ефект в інтервалі температур $490\text{--}562^{\circ}\text{C}$, вірогідно, що в цьому температурному інтервалі відбувається розчинення вторинних карбідів Cr_7C_3 в нікелевому аустеніті, що і пояснює різке падіння твердості при температурі 500°C [17].

В табл. 4 приведені дані тріщиностійкості дослідних зразків при високих температурах.

З аналізу таблиці видно, що при температурі 300°C хромонікелевий сплав «нікорим» (крива 6 на рис. 3) має трохи вищу тріщиностійкість, а чавунні зразки (криві 1 і 5 рис. 3) найменшу. Температура 400°C забезпечує вищу тріщиностійкість чавунному зразку (крива 2 рис. 3), а при 500°C «нікорим» має однакову тріщиностійкість з чавуном (крива 2 рис. 3). Температура 600°C забезпечує найвищу тріщиностійкість дослідному зразку чавуну (крива 2 рис. 3), а найнижчу литому і термообробленому зразку (криві 1 і 5 рис.3). При температурі 700°C зразок термооброблений за найкращим режимом (крива 4) і литий зразок (крива 1) мають найвищі показники тріщиностійкості. Починаючи з цієї температури «нікорим» характеризується найнижчою тріщиностійкістю. При температурі 800°C зразки 1 та 3 мають однакову тріщиностійкість, яка трохи вища, ніж у інших дослідних зразків. Температура 950°C забезпечує всім зразкам достатньо високі показники тріщиностійкості.

З даних табл. 5 і 6 виходить, що температура випробувань ($+20^{\circ}\text{C}$ і 950°C) практично не впливає на показники мікрокрихкості та крихкої мікроміцності матриці, тобто продуктів розпаду аустеніту як в литому, так і в

Таблиця 4. Залежність показників загальної тріщиностійкості від стану та температури випробування дослідних зразків

Найменування сплавів та стан дослідних зразків	Температура випробувань, °C						
	300	400	500	600	700	800	950
	Тріщиностійкість, K_{Ic} , МПа·м ^{-1/2}						
литий чавун 28X32H3Ф	3,51	3,85	4,82	5,11	6,47	6,23	6,26
чавун термооброблений за режимом: $T_{ауст}=950^{\circ}\text{C}$, $t_{ауст}=1\text{год}$; $T_{ізот}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{ізот}=3\text{год}$	5,55	5,87	5,92	5,90	6,36	6,19	6,24
чавун термооброблений за режимом: $T_{ауст}=950^{\circ}\text{C}$, $t_{ауст}=1\text{год}$; $T_{ізот}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{ізот}=5\text{год}$	4,15	4,11	5,07	5,47	6,41	6,23	6,24
чавун термооброблений за режимом: $T_{ауст}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{ауст}=1\text{год}$; $T_{ізот}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{ізот}=3\text{год}$	4,17	4,12	5,15	5,15	6,47	6,19	6,24
чавун термооброблений за режимом: $T_{ауст}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{ауст}=1\text{год}$; $T_{ізот}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{ізот}=5\text{год}$	3,48	4,12	4,90	5,11	6,43	6,22	6,25
Хромонікелевий сплав «нікорим» в литому стані	5,88	5,37	5,92	5,35	5,85	5,99	6,22

Таблиця 5. Вплив температури випробування на мікроемеханічні властивості карбідної складової та ударну в'язкість високохромистого чавуну 28X32H3Ф

Стан дослідних зразків	Температура випробувань, °C	Мікротвердість карбиду Hr Cr_7C_3 , ГПа	Ударна в'язкість чавуну K_{C} , Дж/см ²	Мікротвердість карбиду Cr_7C_3 , γ , відн. од.	Крихка мікротвердість карбиду Cr_7C_3 , σ , ГПа	Тріщиностійкість карбиду Cr_7C_3 , K_{Ic} , МПа·м ^{-1/2}
литий	+20	18,920	4,4	4,10	3,47	2,61
литий	950	16,484	5,9	3,57	4,7	3,19
Δ		-2,436	+1,5	-0,53	+1,23	+0,58
$T_{ауст}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{ауст}=1\text{год}$; $T_{ізот}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{ізот}=3\text{год}$	+20	26,281	4,2	5,69	2,93	2,25
$T_{ауст}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{ауст}=1\text{год}$; $T_{ізот}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{ізот}=3\text{год}$	950	19,475	5,4	4,22	3,37	3,06
Δ		-9,806	+1,2	-1,47	+0,44	+0,81

Таблиця 6. Вплив температури випробування на мікроемеханічні властивості продуктів розпаду аустеніту та ударну в'язкість високохромистого чавуну 28X32H3Ф

Стан дослідних зразків	Температура випробувань, °C	Мікротвердість продуктів розпаду аустеніту Hr , ГПа	Ударна в'язкість чавуну K_{C} , Дж/см ²	Мікротвердість продуктів розпаду аустеніту, γ , відн. од.	Крихка мікротвердість продуктів розпаду аустеніту, σ , МПа	Тріщиностійкість продуктів розпаду аустеніту, K_{Ic} , МПа·м ^{-1/2}
литий	+20	3,285	4,4	0,82	0,68	6,45
литий	950	3,062	5,9	0,71	0,83	8,0
Δ		0,223	+1,5	-0,11	+0,15	+1,55
$T_{ауст}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{ауст}=1\text{год}$; $T_{ізот}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{ізот}=3\text{год}$	+20	4,471	4,2	1,01	0,58	5,3
$T_{ауст}=1050^{\circ}\text{C}$, $t_{ауст}=1\text{год}$; $T_{ізот}=350^{\circ}\text{C}$, $t_{ізот}=3\text{год}$	950	4,121	5,4	0,97	0,79	7,3
Δ		+0,350	+1,2	-0,04	+0,21	+2,0

термообробленому стані. З іншого боку вплив температури випробувань на показники мікроемеханічних властивостей надлишкових карбідів Cr_7C_3 значний. В той же час слід відмітити зростання з температурою випробування тріщиностійкості (K_{Ic}) продуктів розпаду аустеніту та надлишкових карбідів як в литому, так і в термообробленому стані. З цього можна зробити висновок, що зміни в структурі і фазовому складі в матриці, при зміні температур випробувань, вносять свій вклад, як такі і в надлишкових карбідах в рівень значень ударної в'язкості.

Критерій мікротвердості характеризує співвідношення площини, в якій відбувається крихке руйнування в районі відбитка, і площини самого відбитка. Цей критерій характеризує співвідношення крихких і пластичних властивостей матеріалу. Чим більший коефіцієнт мікротвердості, тим більш крихкий матеріал і навпаки. Таким чином найбільш крихким є термооброблений зразок при температурі випробувань +20 °C, а найбільшу в'язкість має литий зразок при температурі випробувань 950 °C. Це підтверджує і крихка мікротвердість, яка дорівнює напруженню, що необхідне для утворення одиниці площини крихкого руйнування в районі відбит-

Таблиця 7. Мікромеханічні властивості карбідної складової та аустенітної матриці хромонікелевого сплаву «нікорим» при кімнатній температурі

Структурні складові	Мікротвердість, ГПа	Мікрокрихкість, γ , відн. од.	Крихка мікроміцність, σ , ГПа	Тріщиностійкість, K_{Ic} , МПа·м ^{-1/2}
карбід Cr_7C_3	18,921	4,10	3,37	2,58
аустенітна матриця	3,668	0,86	0,71	6,95

ка піраміди.

Критерій тріщиностійкості характеризує в'язке руйнування, чим більше показник тріщиностійкості, тим більш в'язкий дослідний матеріал. Одже, чим більше значення тріщиностійкості, тим більше показник ударної в'язкості.

Виходячи з аналізу даних табл. 5 та 6 видно, що в рівень ударної в'язкості вносять свій вклад як продукти розпаду аустеніту, так і надлишкові карбіди Cr_7C_3 .

Оскільки значення тріщиностійкості, крихкої мікроміцності та мікрокрихкості карбіду Cr_7C_3 та аустенітної матриці хромонікелевого сплаву «нікорим» близькі зі значеннями високохромистого чавуну 28X32H3Ф в литому стані (температура випробувань +20 °С), то можна припустити, що «нікорим» при кімнатній температурі буде мати ударну в'язкість на рівні чавуну КС = 4,4 Дж/см². Але треба враховувати, що в хромистому карбіді сплаву «нікорим» не відбувається карбідне перетворення, яке пластифікує карбід Cr_7C_3 , тому ударна в'язкість може бути меншою ніж у дослідного чавуну.

Дослідний чавун після термічної обробки не втрачає своїх в'язких властивостей при тому, що показники твердості і міцності суттєво зростають.

Висновки

Вивчена структура та механічні властивості білого високохромистого чавуну 28X32H3Ф та хромонікелевого сплаву «нікорим» та вплив температури випробувань на ці показники. Показано, що:

- в литому стані «нікорим» має більшу межу міцності ніж дослідний чавун, проте після ізотермічного гартування за розробленими режимами у зразків чавуна 28X32H3Ф спостерігаються максимальні значення межі міцності, які перевищують значення межі міцності сплаву «нікорим» на 260 МПа;

- ударна в'язкість зразків, як в литому, так і в термообробленому стані за режимом: $T_{ауст} = 1050$ °С, $\tau = 1$ год.; $T_{ізот} = 350$ °С, $\tau = 3$ год., підвищується при температурі випробувань 950 °С;

- литий чавун при температурі випробувань 950 °С характеризується підвищеними значеннями ударної в'язкості при задовільних значеннях міцності. В порівнянні з литим станом твердість термообробленого чавуну збільшується на 100 одиниць, а межа міцності на 300 одиниць при збереженні високих показників ударної в'язкості. Вказана різниця у властивостях визначається відмінністю в структурі матриці чавуну;

- мікромеханічні характеристики дозволяють скласти уявлення про ударну в'язкість хромонікелевого сплаву «нікорим», окрім того, вони показали, що ударна в'язкість значною мірою залежить від властивостей як продуктів розпаду аустеніту так і карбідної складової;

- порівняльний аналіз властивостей високохромистого білого чавуну 28X32H3Ф та хромонікелевого сплаву «нікорим» показав, що чавун після ізотермічного гартування може успішно конкурувати зі сплавом «нікорим», що містить майже 60% Ni, який є для України дефіцитним елементом та дорого коштує. Властивості термообробленого чавуну знаходяться на рівні хромонікелевого сплаву.

Бібліографічний список

1. Рожкова Е.В., Ватковская И. Е. Прокаливаемость износостойких чугунов // Литейное производство. - 1985. - № 1. - С. 33-35.
2. Степина А.И., Ступицкий А.М., Клэйс И.Р. Влияние структуры на износостойкость чугунов // Литейное производство. - 1977. - № 9. - С. 26-36.
3. Романов О.М., Рожкова Е.В., Козлов Л.Я., Швейхман А.О. Износостойкие лопатки дробеметных аппаратов // Литейное производство. - 1981. - № 6. - С. 26-30.
4. Лещенко А.Д., Кутузов А.Д., Лунев В.В. Состав хромистого чугуна с заданными свойствами // Литейное производство. - 1988. - № 6. - С. 8-12.
5. Комаров О.С., Сусина О.А., Урбанович Н.И. и др. Влияние структуры металлической основы высокохромистых сплавов на его триботехнические характеристики // Литье и металлургия. Инф. бюл. - 1997. - № 7, 8, 9. - С. 22-24.
6. Шебадинов М.П., Романов Л.И., Прохоров М.И. и др. Исследование условий износостойкости чугуна // Тр. Горьковского института водного транспорта. - 1984. - № 206. - С. 99-109.
7. Слабодинский И.Н., Кириевский Б.А., Смоляков Л.Г. Исследование поверхностных слоев высокохромистых чугунов при гидроабразивном износе // Литые износостойкие материалы. - К.: Сборник ИПЛ АН УССР, 1972. - С. 21-26.
8. Frost R. H., Maewski T., Krouss G. Impact fracture behavior of high-chromium-molibdenium white cast iron //

Trans. Amer. Foundrymen's Soc. 1984. - V. 94. - № 11-15. - P. 293-322.

9. Юрасов С.А., Козлов Л.Я., Рожкова Е.В. и др. Влияние структуры металлической основы на прочность хромистых сплавов // МиТОМ. - 1984. - № 7. - С. 18-20.

10. Тылкин М.А. Справочник термиста ремонтной службы. - М.: Металлургия, 1981. - 647 с.

11. Самсонов Г.В. и др. Карбиды и сплавы на их основе. - М.-К.: Наукова думка, 1976. - 230 с.

12. Методы микроиспытаний на трещиностойкость / Новиков Н.В., Дуб С.Н., Булычев С.И. // Заводская лаборатория. - 1988. - № 7 - С. 60-67.

13. Влияние термической обработки на структуру и фазовый состав в высокохромистых чугунах / Куцова, В.З., Ковзель М.А., Гребенёва А.В. // МТОМ. - 2009. - № 1 - С. 5-13.

14. Розподіл легуючих елементів між фазами та структурними складовими в високохромистому чавуні після термічної обробки / Куцова, В.З., Ковзель М.А., Гребенёва А.В. // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. - 2010. - Вып. 22 - С. 253-271.

15. Вплив різних режимів термічної обробки на перерозподіл легуючих елементів у чавуні 28Х32Н3Ф / Куцова, В.З., Ковзель М.А., Гребенёва А.В., Чорноіваненко О.О. // VII Междунар. конф. «Стратегия качества в промышленности и образовании», 2011. Варна, Болгария. - С. 154-158.

16. The Science of Hardness Testing and its Research Application. American Society for metals, Ohio: Metal Park, 1973. - 520 p.

17. Распределение легирующих элементов в жаропрочных хромоникелевых сплавах в литом состоянии / Куцова, В.З., Ковзель М.А., Гребенёва А.В. // Прочность и разрушение материалов и конструкций: сб. матер. V Междунар. конф. 2008. Оренбург, Россия. - С. 178-183.



УДК 669.017:669.15-194.018.26

Куцова В.З. /д.т.н./, Котова Т.В. /к.т.н./
Національна металургійна академія України

Іванченко В.Г. /к.т.н./
ІЧМ НАН України

Путнокі О.Ю. / к.т.н./
ВАТ «МК «Запоріжсталь»

Особенности формирования структуры та властивостей низьковуглецевого тонколистового прокату

Мета роботи – підвищення комплексу механічних властивостей та покращення здатності до глибокого витягання низьковуглецевих сталей для виготовлення якісних деталей автомобіле- і машинобудування. Предмет дослідження – закономірності формування мікроструктури, властивостей низьковуглецевих сталей в залежності від режимів прокатки та охолодження. Методи дослідження – світлова, електронна мікроскопія, механічні випробування на розтягнення. Досліджено структуру, механічні властивості зразків низьковуглецевих сталей після деформації та різних умов охолодження. Результати роботи можуть бути використані на підприємствах, що виробляють низьковуглецевий тонколистовий прокат. Іл. 4. Бібліогр.: 7 назв.

Ключові слова: мікроструктура, низьковуглецева сталь, механічні властивості, режими прокатки, тонколистовий прокат

Research aim is increasing of the mechanical properties and improvement of the ability to deep drawing of low-carbon and ultra low-carbon steels to production of the details of motor industry and mechanical engineering. The object of the research are formation of microstructure, fine structure, mechanical properties, regime of rolling and cooling. The research methods are optical microscopy, transmitted-light microscopy, mechanical tensile test. The structure, mechanical properties of low-carbon steels samples after the deformation and different cooling conditions are researched. The results of the work might be used by the industrial enterprises where thin-sheet from low-carbon steel is produced.

Keywords: microstructure, low-carbon steel, mechanical properties, regime of rolling, thin-sheet steel

Тонкий лист з низьковуглецевих сталей широко використовується в машино- та автомобілебудуванні при виготовленні холодною штамповкою деталей кузова автомобіля, а також деталей промислових та побутових виробів. Під час отримання деталей холодною листовою штамповкою відбувається складне глибоке витягання металу [1, 2]. Основне виробництво гарячекатаного прокату зосереджено на безперервних широкоштабових станах (БШС), однак, при обробці не завжди вдається дотримуватись необхідних температурних режимів закінчення прокатки, що мають суттєвий вплив на кінцеву мікроструктуру. Умови кінця прокатки та спосіб охо-

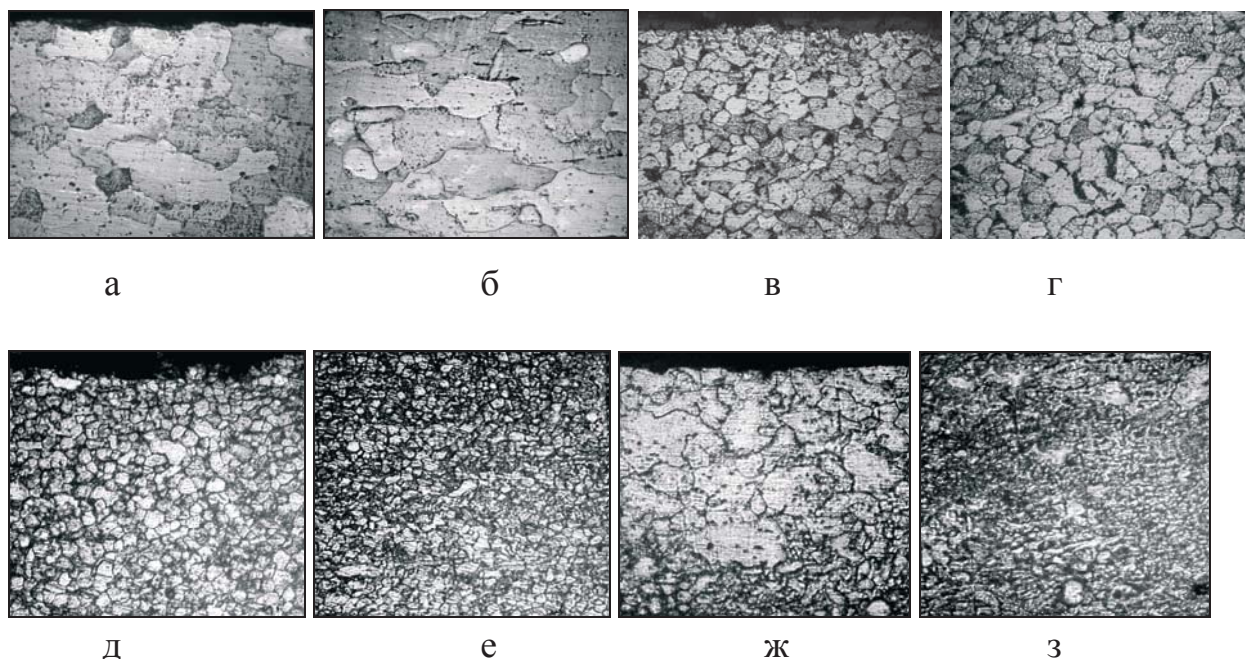


Рис. 1. Мікроструктура зразків сталі 08пс у вихідному стані (а, б), після деформації в СКІТ з охолодженням з піччю (в, г), з охолодженням на повітрі за один (д, е) і два проходи (ж, з): а, в, д, ж – поверхнева зона; б, г, е, з – центральна зона; $\times 200$

лодження впливають на кінцеві властивості листової сталі, насамперед, через мікроструктуру підкату [3, 4].

Дослідженню закономірностей структуроутворення, формуванню тонкої структури, особливостям протікання процесів рекристалізації при гарячій деформації присвячено багато досліджень. Сприятлива мікроструктура та найкраща штампуємість, за даними [5, 6], досягаються при теплій прокатці в чистовій групі БШС сталей із вмістом вуглецю менш, ніж 0,02 % (ІФ-сталі). Але, літературні дані не встановлюють закономірності впливу деформаційних режимів прокатки на процес рекристалізації низьковуглецевих сталей. Не досліджено, як змінюється розмір феритного зерна по товщині прокату, і як формується структура при переході від високотемпературної деформації до низькотемпературної.

Тому завданнями роботи є дослідження особливостей формування структури, механічних властивостей тонколистового прокату з низьковуглецевих (НС) та ультранизьковуглецевих (УНС) сталей після деформації і різних умов охолодження з метою підвищення комплексу механічних властивостей та покращення здатності до глибокого витягання металопродукату для отримання якісних деталей машино- та автомобілебудування.

Матеріалом служили картки низьковуглецевої сталі 08пс товщиною 2,07 та 1,5 мм із вмістом вуглецю 0,08 % поточного виробництва ВАТ «Запоріжсталь», та картки ультранизьковуглецевих сталей товщиною 3,5 мм (вміст вуглецю 0,002–0,003 %) ВАТ «Новолипецький металургічний комбінат»: 01ЮТА (вміст кальцію 0,0002 %), 01ЮТ (не містить кальцію), 01ЮТ* (вміст кальцію 0,0003 %).

Нагрів металу перед прокаткою здійснювали до температури аустенізації (1000 °C) зі швидкістю 3 °C/с. Дослідні режими деформаційної обробки проводили на лабораторному однокліттьовому стані дуо 280 за один та за два проходи (швидкість прокатки 1,4 м/с). В першому проході обробку зразків НС проводили в аустенітній області температур або у міжкритичному інтервалі температур (МКІТ). Температури кінця прокатки для НС $T_{\text{кп}} = 500\text{--}700$ °C. Зразки УНС марок 01ЮТА, 01ЮТ, 01ЮТ* оброблені за один прохід в аустенітній області ($T_{\text{пр}} = T_{\text{кп}} = 970\text{--}980$ °C) або за два проходи в аустенітному та феритному інтервалі температур: $T_{\text{пр1}} = 970\text{--}980$ °C; $T_{\text{пр2}} = T_{\text{кп}} = 730\text{--}740$ °C. Кінцева товщина прокату складала 1,31–1,73 мм (сталь 08пс); 1,25–2,42 мм (сталі 01ЮТА, 01ЮТ, 01ЮТ*). Зразки після деформації охолоджували на повітрі (середня швидкість охолодження $V_{\text{охол}} \sim 5\text{--}8$ °C/с) або разом з піччю, вихідна температура якої складала для зразків НС $T_{\text{зм}} = 600$ °C, для зразків УНС $T_{\text{зм}} = 660\text{--}680$ °C (моделювання процесу змотки в рулон, $V_{\text{охол}} \sim 0,05$ °C/с).

Мікроструктура вихідної заготовки (рис. 1а, б) характеризується зерном фериту величиною 20–90 мкм в поверхневій зоні, 10–60 мкм в центральній зоні листа. Охолодження зразків сталі 08пс разом з піччю ($T_{\text{зм}} = 600$ °C), має сприятливу дію на формування мікроструктури: оптимальною є обробка за режимами з високою 900 °C (вище критичної точки A_{r3}) та низькою 650 °C (нижче точки A_{r1}) температурою кінця прокатки (рис. 1в, г).

Показано, що обробка за режимом з нагрівом до 600–700 °C і прокаткою за один прохід при температурі нижче критичної точки A_{r1} зі ступенем деформації 7,2 % до кінцевої товщини 1,92 мм, з охолодженням зразків на повітрі, забезпечила отримання рівномірної по товщині листа структури с дрібним зерном фериту розміром 8–15 мкм (рис. 1д, е).

Найбільш виражена нерівномірність феритної структури після охолодження зразків на повітрі спостерігається при обробці за режимами з прокаткою за два проходи в МКІТ та СКІТ (рис. 1ж, з).

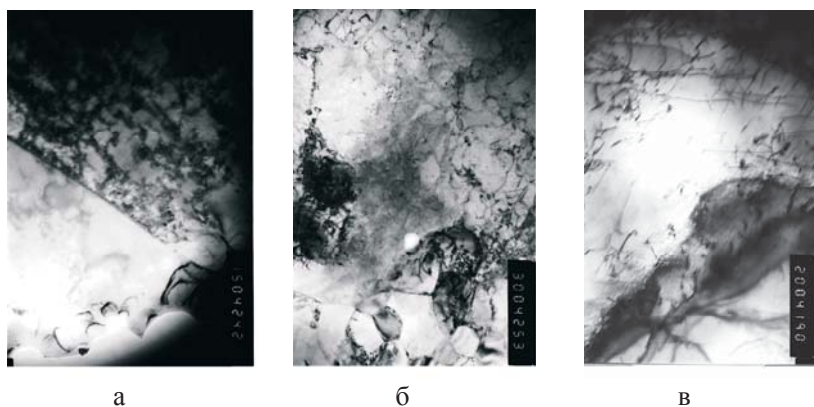


Рис. 2. Тонка структура центральної зони зразка сталі 08пс, деформованого в СКІТ (а, б), і вихідної заготовки (в): а – $\times 15\,000$; б – $\times 30\,000$; в – $\times 20\,000$

ків сталі 08пс, можна пояснити прокаткою з обтискуваннями в останньому проході, що потрапили в інтервал критичних деформацій. Обтискування стало критичним, оскільки процес рекристалізації відбувся до останнього проходу. Із зростанням сумарного ступеню деформації і зниженням кінцевої товщини зразків, охолодження після деформації на повітрі, збільшується товщина поверхневого крупнозернистого шару в їх структурі.

За допомогою просвічуючої електронної мікроскопії досліджена тонка структура вихідної заготовки і деформованого за два проходи в аустеніто–феритній температурній області та СКІТ з охолодженням на повітрі зразка сталі 08пс. Співставлення особливостей тонкої структури вихідної заготовки та деформованого зразка сталі 08пс дозволить аналізувати структурний стан та спостерігати зміни, що відбуваються в процесі деформації. В структурі центральної зони деформованого зразка сталі 08пс у порівнянні з поверхневою зоною присутні окремі спеціальні границі, спостерігається низька щільність дислокацій, колонії перліту відсутні. По всьому перерізу листа формуються полігональні субзеренні границі та дрібні карбіди на дислокаціях. Структурні зміни привели до різнозернистості структури в поверхневому шарі з більшим розкидом значень розмірів зерен фериту, ніж в заготовці. На рис. 2а зображена субструктура гарячої деформації без рекристалізації і границі двох зерен, на рис. 2б – феритне зерно та скупчення карбідів. У верхній частині рис. 2в розташовані субзерна з дислокаціями і карбідами, в нижній частині – рекристалізоване феритне зерно без карбідів і дислокацій. Таким чином, в структурі вихідної заготовки та зразка, деформованого в аустеніто–феритній та ферито–перлітній областях спостерігаються структурні зміни, що свідчать про реалізацію процесів полігонізації та рекристалізації. Вказані структурні зміни привели до формування рівня властивостей, які не забезпечили високу здатність до глибокого витягання.

Для забезпечення високої здатності до глибокого витягання сталь повинна мати низьку межу текучості та високі пластичні властивості [3]. Різні механічні характеристики металів і сплавів, які визначають комплекс їх міцностних та пластичних властивостей, є взаємозалежними, але аналіз їх часто викликає труднощі. Тому важливим є встановлення взаємозв'язку між показниками міцності та пластичності металу в залежності від обробки з метою вибору найбільш оптимального поєднання цих властивостей для забезпечення якості матеріалу [7].

Здатність сталі до глибокого витягання, як відомо, характеризується значенням відношення s_t/s_b (число текучості), яке не тільки важливе в науковому плані, але і дозволяє отримати абсолютне значення здатності металу для глибокого витягання. Оскільки ГОСТ 16523–97 не передбачає підрахування значення відношення s_t/s_b , а також у зв'язку з труднощами, які виникають при встановленні взаємозв'язку між характеристиками механічних властивостей, оцінку здатності сталі до глибокого витягання проводили за сукупністю властивостей (σ_t , σ_b , відношення σ_t/σ_b , d , HR, глибина лунки при випробуванні на витискування за Еріксоном).

Аналіз комплексу механічних властивостей прокату із сталі 08пс, показав, що показники межі міцності відповідають вимогам ГОСТ 16523–97, але за іншими показниками (відношення s_t/s_b , твердість, відносне подовження) зразки сталі 08пс не придатні до глибокого витягання. Виключенням є зразок сталі 08пс товщиною 1,5 мм, охолоджений на повітрі після обробки в другому проході в СКІТ (ступінь деформації 27 %). Прокатка за даним режимом забезпечила задовільну здатність металу до глибокого витягання: $s_b = 400$ МПа; $s_t = 300$ МПа; $s_t/s_b \sim 0,75$; $\delta = 24$ %; HRB 60; глибина лунки при випробуванні на витискування за Еріксоном складає 11,4 мм, що відповідає даним ГОСТ 16523–97 для сталі глибокої витяжки групи міцності K270В. Для цього ж зразка сталі 08пс спостерігається підвищення значень мікротвердості в поверхневій зоні, які отримані поперек напрямку прокатки (рис. 3).

Дані металографічних досліджень зразків сталей марок 01НЮТА, 01НЮТ, 01НЮТ* свідчать, що при обробці в аустенітній області за один прохід із ступенем деформації 31–37 % при охолодженні на повітрі, та 48,6 % при охолодженні з піччю формується структура, що характеризується островною різнозернистістю, де які зерна мають витягнуту форму. В зразках товщиною 1,8 мм, охолоджених на повітрі, та 2,4 мм, охолодже-

Прокатку зразків в першому проході вище критичної точки A_{r3} , в другому – в субкритичній області з $T_{кр} = 500$ –700 °С (режим післядеформаційної обробки – охолодження на повітрі) здійснювали з сумарними ступенями деформації 16,4–27,0 %. Структура зразків товщиною 1,51–1,73 мм, прокатаних за даними режимами, характеризується наявністю поверхневого крупнозернистого шару товщиною 300–550 мкм, який складає $\sim 1/3$ – $1/5$ товщини з кожного боку листа. Середній розмір зерна фериту в цьому шарі 8–125 мкм, в центральній зоні листа 8–80 мкм. Утворення поверхневого крупнозернистого шару в структурі зраз-

них з піччю, розмір зерна фериту в поверхневій зоні складає 20–160 мкм, в центральній зоні 25–170 мкм.

Двопрохідна деформація УНС в аустенітній і феритній областях привела до утворення зональної різнозернистості в структурі: в зразках, охолоджених на повітрі та з піччю, утворюється поверхневий дрібнозернистий шар товщиною 150–200 мкм, який складає ~ 1/5–1/6 товщини з кожного боку листа, що може бути пов'язано з протіканням процесу статичної рекристалізації. Величина зерна фериту в цьому шарі 10–30 мкм. Розмір зерна в центральній зоні листа 20–170 мкм. Під час паузи між проходами відбувався розпад аустеніту з виділенням фериту. В поверхневих зонах зразків УНС, що охолоджувались з більшою швидкістю, спостерігається рекристалізована дрібнозерниста структура, структура центральної зони – наслідок незавершеного процесу рекристалізації. Повільне охолодження не сприяло завершенню процесу рекристалізації в центральних зонах зразків УНС.

Дослідження механічних властивостей УНС показали, що зі збільшенням ступеню деформації спостерігається підвищення значень міцностних властивостей та зниження пластичних характеристик, і, як наслідок, здатності до глибокого витягання (рис. 4). Прокатка зразків УНС в області температур аустенітного стану при обох варіантах охолодження забезпечує металу добру здатність до глибокого витягання (при товщині зразків 2,2–2,3 мм $s_b = 270\text{--}290$ МПа; $s_t = 140\text{--}185$ МПа; $s_t/s_b \sim 0,55\text{--}0,7$; $\delta = 38\text{--}51$ %; HRF 60–63).

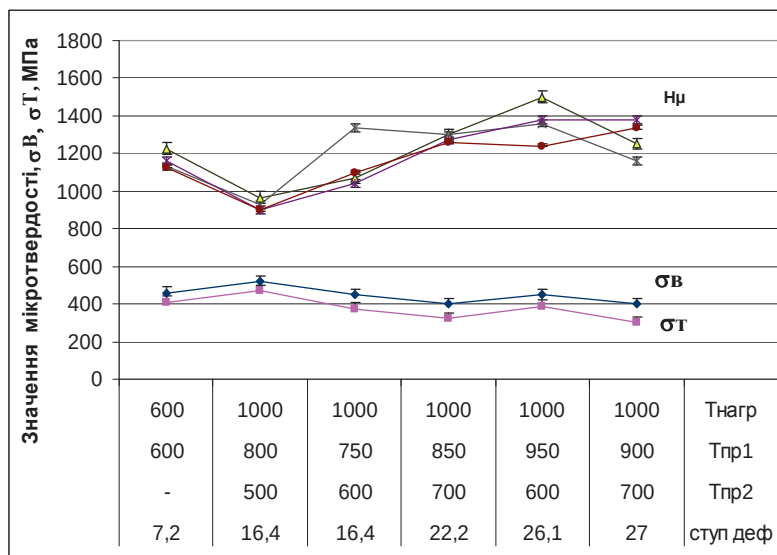
Висновки

1. Проведені дослідження встановлюють структурні перетворення, які відбуваються в процесі та після деформації низьковуглецевих сталей за різними режимами, у тому числі, що передбачають закінчення обробки у СКІТ, та різні умови охолодження, а також закономірності формування властивостей по перерізу зразків.

2. Показано, що різнозерниста структура прокату формується після двопрохідної деформації: в структурі НС утворюється поверхневий крупнозернистий шар, в структурі УНС – дрібнозернистий (при обох варіантах охолодження).

3. Визначені особливості структуроутворення сталей УНС після деформації в феритній області температур дозволяють в перспективі встановити раціональні параметри обробки тонколистового прокату для забезпечення необхідного рівня властивостей та здатності металу до витягання.

4. В результаті дослідження тонкої структури сталі 08пс показано, що в структурі вихідної заготовки та зразка, деформованого в аустеніто-феритній та ферито-перлітній областях, спостерігаються структурні зміни, що свідчать про реалізацію процесів полігонізації та рекристалізації. Вказані структурні зміни привели до формування рівня властивостей, які не забезпечили металу здатність до глибокого витягання. Отримані дані дозволяють керувати процесами структуроутворення для отримання металопродукату з високим комплексом механічних властивостей.



Δ - значення мікротвердості фериту в поверхневій зоні уздовж напрямку прокатки;
 × - значення мікротвердості фериту в центральній зоні уздовж напрямку прокатки;
 * - значення мікротвердості фериту в поверхневій зоні поперек напрямку прокатки;
 ● - значення мікротвердості фериту в центральній зоні поперек напрямку прокатки;
 ◆ - показники межі міцності; ■ - показники межі текучості; Tнагр - температура нагріву сталі, °C; Tпр1 - температура прокатки сталі в першому проході, °C; Tпр2 - температура прокатки сталі в другому проході, °C; ступ деф – сумарний ступінь деформації сталі, %.

Рис. 3. Вплив режимів прокатки на механічні властивості зразків сталі 08пс, охолоджених на повітрі

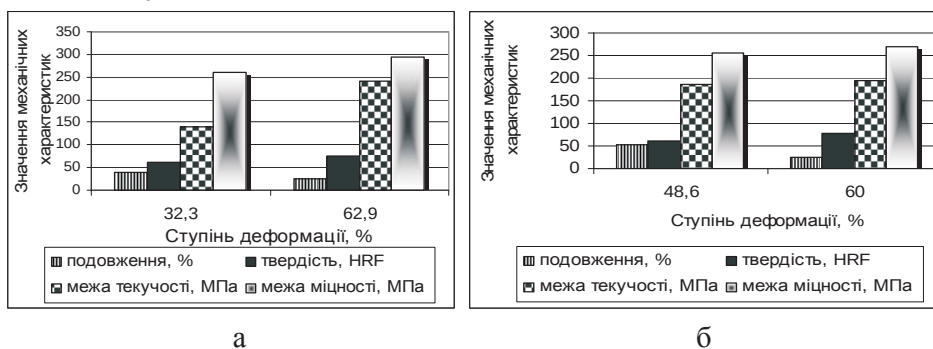


Рис. 4. Механічні властивості зразків сталі 01ЮТ*, охолоджених на повітрі (а) та з піччю (б)

5. Зі збільшенням ступеня деформації УНС відбувається підвищення значень міцносних властивостей і зниження пластичних характеристик, а отже, і здатності металу до глибокого витягання.

6. Найкраще поєднання характеристик і здатність до глибокого витягання виявлена при деформації вище точки A_{r3} УНС (ступінь деформації 31–48 %, охолодження на повітрі та з піччю). Задовільна здатність до глибокого витягання виявлена у зразках сталі 01ЮТ* товщиною 1,3–1,4 мм, охолоджених на повітрі та з піччю, ступінь деформації 60–63 %, та в зразках сталі 08пс товщиною 1,5 мм, охолоджених на повітрі, ступінь деформації 27 %.

Бібліографічний список

1. Специальные стали: [учеб. для вузов] / Гольдштейн М.И., Грачев С.В., Векслер Ю.Г. – [2-е изд., перераб. и доп.]. – М.: МИСИС, 1999. – 408 с.
2. Новиков И.И. Металловедение: учебник в 2 т. / Под общей редакцией В.С. Золоторевского. – М.: Издательский Дом МиСиС, 2009. – Т. 1. – 496 с.
3. Дедек Вл. Полосовая сталь для глубокой вытяжки. – М.: Металлургия, 1970. – 208 с.
4. Производство автомобильного листа / Беляковский М.А., Мазур В.Л., Мелешко В.И. – М.: Металлургия, 1979. – 256 с.
5. Перспективы производства особотонкого горячекатаного листа / С.П. Ефименко, Ю.Ф. Тарасевич // Металлург. – 2000. – № 4. – С. 37–40.
6. Okamoto T. Manufacture of deepdrawing sheet by warm rolling / T. Okamoto, C. Hayashi // Sheet Metal Ind. – 1973. – 50. – № 5. – Р. 297–302.
7. Взаимосвязь между механическими характеристиками прочности и пластичности конструкционных сплавов / Ю.Я. Мешков, С.А. Котречко, Г.П. Зимица // Строительство, материаловедение, машиностроение. – 2008. – Вып. 45, Ч. 1. – С. 12–20.



УДК 669.015

Погребная Н.Э. /к.т.н./

НМетАУ

Причины склонности к перегреву металлопроката из конструкционных строительных сталей

Цель исследования – установление и изучение температурных параметров, вызывающих укрупнение исходного аустенитного зерна в конструкционных строительных сталях. Проведена оценка влияния этого явления на снижение характеристик холодостойкости. Показано, что оптимизация параметров нагрева повысит производительность прокатных станов и снизит энергоёмкость при горячей деформации. Ил. 1. Табл. 2. Библиогр.: 2 назв.

Ключевые слова: исходное аустенитное зерно, температурные параметры, строительные стали, оптимизация параметров, холодостойкость

The aim of research appeared the establishment and research of the temperature parameters, causing the enlargement of the initial austenitic grain in constructional building steels. There was made an estimation of influence of this happening on the decreasing of cold resisting properties. There is shown, that optimization of the warm up parameters will raise the performance of the rolling mills and decrease the energy intensity by the hot deformation.

Keywords: initial austenitic grain, temperature parameters, building steels, optimization of the warm up parameters, cold resisting properties

Повышение качества, надежности, долговечности и экономичности строительных металлических конструкций – ключевое звено дальнейшего развития строительного и обеспечивающего его металлургического производства.

Внедрение строительных сталей повышенной и высокой прочности в реальные металлические конструкции требует тщательного исследования параметров структуры, которая изменяется под влиянием термической, термомеханических обработок, а также под воздействием сварочного тепла.

В среднем около 80 % листового металлопроката из низкоуглеродистых сталей обычного качества и низколегированных конструкционных на металлургических предприятиях подвергаются нормализации и 10 % – улучшению [1]. Нормализация не обеспечивает ощутимый эффект упрочнения сравнительно с горячекатаным состоянием и более того – при определенных условиях способствует значительному снижению

© Погребная Н.Э., 2012 г.

всего комплекса важнейших сдаточных свойств, особенно металлопроката из сталей, склонных к перегреву.

Существенное укрупнение исходного аустенитного зерна при превышении определенных, для каждой стали температур нагрева, обуславливает получение грубодифференцированной феррито-перлитной структуры. Такая структура характеризуется существенной неоднородностью по величине ферритных зерен и участков перлитной составляющей, что сопровождается катастрофическим снижением показателей ударной вязкости.

Целью проведенных исследований являлась возможность оценить влияние предварительных термических обработок на структуру и интенсивность роста зерна аустенита конструкционных строительных сталей.

Как правило, параметры печного нагрева на разных предприятиях не совпадают, разница температур нагрева составляет около 50 °С.

На рисунке приведена зависимость ударной вязкости при -20 °С от температур аустенитизации нормализованных (1) и закаленных (2) образцов (температура испытания +20 °С) из стали ВСтЗсп.

Повышение температур начала tn_1 аномального роста аустенитных зерен с появлением значительной разнотерности всего на 7-10 °С приводит к существенному охрупчиванию стали как в нормализованном, так и в закаленном состоянии. Нормализация от запороговой температуры 1025 °С в 1,5-2 раза понижает значения ударной вязкости при +20...-20 °С и более чем на порядок при низких температурах. Порог хладноломкости $T_{хл}$, оцениваемой по условному значению ударной вязкости в 0,3 МДж/м², после нормализации от 900 и 1025 °С соответствует -40 и -60 °С, а при оценке $T_{хл}$ по наличию 50 % вязкой составляющей в изломе – -40 и 0 °С.

Повышение tn_1 при нориализации приводит в основном к значительному охрупчиванию и понижению хладостойкости стали и в меньшей степени влияет на характеристики прочности и пластичности.

Повышение степени раскисленности низкоуглеродистых сталей сопровождается смещением порога к более высоким температурам и сокращением протяженности послепорогового периода стабильного существования вплоть до температур начала вторичной рекристаллизации (табл. 1).

Укрупнение зерен на пороге имеет признаки, характерные для распада неравновесных дислокационных границ по механизму слияния [2], – на фоне крупных зерен выявляются остатки границ и отдельные бывшие мелкие зерна.

Сравнение склонности к перегреву приведенных сталей (табл. 1) свидетельствует, что температуры tn_1 и tk_1 для стали одной марки могут отличаться на 25-50 °С. Такая разница обусловлена разными условиями производства: различием в методах раскисления, параметрах розливки, прокатки, предварительной термообработки и др. операций, создающих предпосылки для формирования отличающихся микро- и субмикроструктурой состояний, за счет чего параметры tn_1 и tk_1 могут изменяться в значительных пределах. Это вызывает необходимость строго контролировать в производственных условиях температурно-временные параметры, т.к. температура металла на выходе из печей соответствует 920-960 °С, а максимальные температуры по зонам 970-980 °С. Следовательно, при непредусмотренных задержках металла в печах будет иметь место перегрев. Это негативно отразится на металлопрокате из сталей обычного качества, а также низколегированных марганцовистых, особенно склонных к интенсивному ступенеобразному росту зерен аустенита при нагреве.

В табл. 1 представлены: tn_1 , tk_1 , tn_2 – температура начала и конца интенсивного роста; t_5 – температура нагрева, обеспечивающая размер зерна аустенита № 5

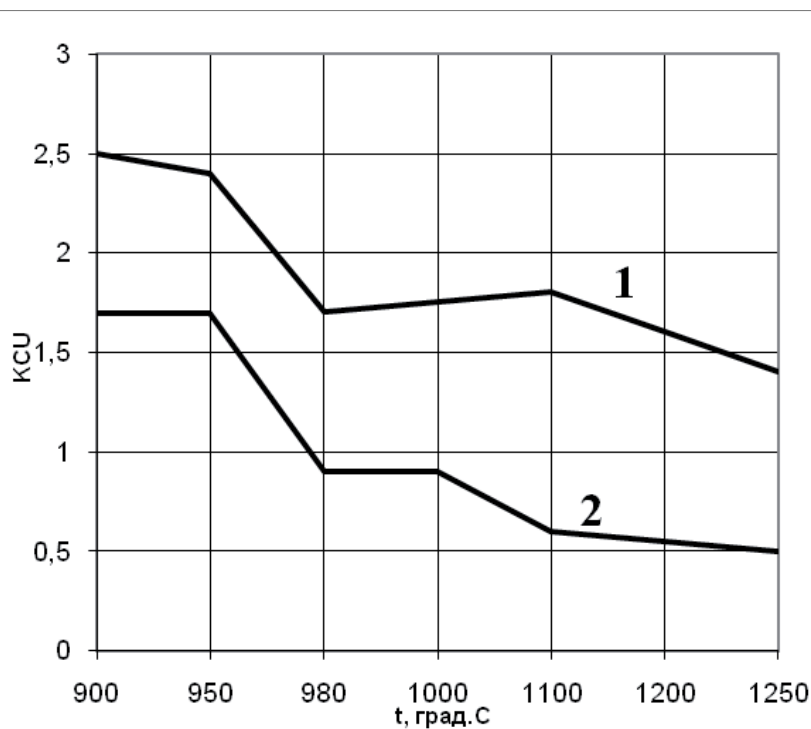


Рисунок. Зависимость ударной вязкости от температуры нагрева нормализованной (1) и закаленной (2) стали ВСтЗсп

Таблица 1. Результаты оценки конструкционных строительных сталей по склонности к перегреву

Сталь	Параметры, °С			
	tn_1	tk_1	tn_2	t_5
СтЗкпМ	900	950	1225	925
СтЗпсМ	900	1000	1200	1000
СтЗспМ	950	1000	1175	975
14Х2ГМР	875	975	1100	1125
16Г2АФ	925	975	1100	1200

Таблица 2. Свойства термообработанной стали ВСтЗсп

Обработки			δ_{10} , % +20	КСУ, МДж/м ² , при температурах °С				
				0	-20	-40	-60	
Нормализация, 900 °С	336	434	27	$\frac{2,35^*}{100}$	$\frac{2,5}{100}$	$\frac{2,4}{100}$	$\frac{1,3}{25}$	$\frac{0,15}{11}$
Нормализация, 1025 °С	324	420	26,7	$\frac{1,5}{61}$	$\frac{1,5}{44}$	$\frac{1,1}{25}$	$\frac{0,14}{0}$	$\frac{0,1}{0}$
Улучшение, 900 °С, отпуск 600 °С, 1 ч	423	534	16,9	$\frac{2,7}{100}$	$\frac{3,0}{100}$	$\frac{2,2}{100}$	$\frac{2,7}{83}$	$\frac{2,2}{73}$
Улучшение, 1025 °С, отпуск 600 °С, 1 ч	378	483	16,6	$\frac{2,5}{100}$	$\frac{2,5}{100}$	$\frac{2,1}{81}$	$\frac{1,9}{75}$	$\frac{1,1}{43}$

Улучшение по сравнению с нормализацией уменьшает разницу во влиянии температур нагрева на вязкость стали (табл. 2). Улучшение с предварительной закалкой от 900 °С снижает $T_{\text{хл}}$ ниже -60 °С, а при крупном зерне $T_{\text{хл}}$ соответствует интервалу -40...-60 °С, при этом ударная вязкость заметно снижается при -40 °С, т.е. повышение на 50-100 Н/мм².

В табл. 2 представлены: в числителе* – значения КСУ, в знаменателе – доля вязкой составляющей в изломе

Приведенные исследования позволили установить природу интенсивного ступенеобразного роста зерна аустенита (РЗА) во взаимосвязи с влиянием неметаллических включений и частиц промежуточных фаз. Порогу интенсивного РЗА соответствует начало растворения термически нестойких сульфидов, оксисульфидов, силикатов, содержащихся в любой стали не зависимо от способа производства. В интервале около 1000 °С частично диссоциируют нестойкие выделения, которые наряду с термически стойкими нитридами и оксидами препятствуют распаду неравновесных дислокационных границ вплоть до порога интенсивного роста зерна. Укрупнение зерна после порога сопровождается появлением сетки избыточного неравновесного феррита в структуре, закаленной на мартенсит. При температурах около 1200 °С начинают диссоциировать тугоплавкие окислы. Таким образом, устойчивость крупнозернистого состояния аустенита после «порога» обусловлена стабилизирующим влиянием частиц термически стойких промежуточных фаз (нитридов, карбидов), а также простых и сложных окислов.

После высокотемпературного нагрева до 1250 °С зерно аустенита практически стабильно: частично растворяются термически нестойкие частицы сульфидов, силикатов, нитридов, а рост зерен после $t_{\text{н}}$ тормозится массивными выделениями сульфидных эвтектик по границам первичного литого зерна.

Интенсивный рост зерна и формирование крупнозернистого состояния аустенита после порога существенно повышает пластичность стали. Прочностные свойства монотонно понижаются по мере увеличения температуры нагрева. Относительное удлинение существенно возрастает (на 20-25 %), особенно у предварительно улучшенных образцов с более мелким аустенитным зерном. Аномальный рост пластичности обусловлен повышением степени гомогенности аустенита, очищением границ зерен от атомов примесей, более полным растворением при высокотемпературном нагреве частиц промежуточных фаз, что способствует однородности пластической деформации в микрообъемах.

Выводы

1. Полученные данные показывают, что жесткая регламентация параметров печного нагрева целесообразна не только для сталей особо склонных к перегреву (СтЗ, 10, 20), но и для несклонных к перегреву сталей (16Г2САФ, 14Х2ГМР, 09Г2ФБ).

2. Оптимизация параметров нагрева с учетом эффекта относительного роста пластичности металла – необходимая предпосылка повышения производительности прокатных станов и снижения энергоемкости при горячей деформации.

Библиографический список

1. Термическая и термомеханическая обработка строительных сталей / В.И. Большаков, В.Н. Рычагов, В.К. Флоров. – Днепропетровск: Січ, 1994. – 232 с.
2. Лейкин И.М. Производство и свойства низколегированных сталей. – М.: Металлургия, 1972. – 256 с.



Исследование структуры и свойств катанки из стали 23Г2А после внепечной обработки различными титансодержащими добавками

Цель работы – повышение комплекса механических свойств катанки из стали марки 23Г2А в результате ее внепечной обработки в ковше взамен ферротитана ФТi68 комплексной технологической добавкой ДТ1, изготовленной из некондиционной стружки титановых и алюминиевых сплавов машиностроительного производства. Предмет исследования – химический состав, микроструктура, механические свойства низколегированной марганцовистой стали 23Г2А после внепечной обработки различными титансодержащими добавками. Методы исследования – световая микроскопия, механические испытания на растяжение, ударную вязкость, твердость по Бринеллю. Исследованы химический состав, структура, механические свойства образцов катанки низколегированной стали 23Г2А, обработанной в ковше ферротитаном ФТi68 либо добавкой ДТ1. Результаты могут быть использованы на предприятиях, выпускающих катанку низколегированных сталей и машиностроительных предприятиях, выпускающих титановые и алюминиевые изделия с большим объемом некондиционной стружки. Ил. 3. Библиогр.: 6 назв.

Ключевые слова: ферротитан, комплексная добавка ДТ1, раскисление, модифицирование, микролегирование, микроструктура, катанка, механические свойства

Aim of work – increasing of the mechanical properties complex of the rod made from steel 23G2A as a result of its out of furnace treatment in the casting ladle instead of ferrotitanium FTi68 complexed technological additive DT1, made from off-grade titanium and aluminium alloys shaving of the machine-building manufacturing. The subject of research – is chemical composition, microstructure, mechanical properties of the low-alloyed manganese steel 23G2A after out of furnace treatment with different titanium including additives. Methods of investigation- light microscopy, mechanical testing on stretching, impact toughness, Brinell hardness. There are investigated: chemical composition, structure, mechanical properties of the rod samples made from the low alloyed steel 23G2A, treated in the casting ladle with ferrotitanium FTi68 or with DT1. The results can be used on factories manufacturing the low alloyed steel rod and machine building factories manufacturing the titanium and aluminium production with big amount of off-grade shaving. Il. 3. Bibliograph. 6 names.

Keywords: ferrotitanium, complexed additive DT1, deoxidization, modification, microalloying, microstructure, rod, mechanical properties

Наряду с проблемой черной металлургии повышения качества сталей и сплавов, получения гарантированных стабильных свойств, одной из основных задач машиностроения является рациональная переработка титановых отходов и нахождение путей их использования, Поэтому была разработана комплексная технологическая добавка из отходов титана и алюминия взамен ферротитана ФТi68 для внепечной обработки в ковше качественных марганцовистых сталей [1]. Применение такой титансодержащей добавки, с одной стороны, позволило рационально использовать отходы титана и алюминия, а с другой стороны, способствовало повышению качества стали в результате комплексного (раскисляющего, модифицирующего и микролегирующего) воздействия добавки ДТ1 на расплав стали при ее внепечной обработке в ковше.

Одним из наиболее простых и экономичных способов повышения качества сталей и сплавов является их внепечная обработка различными раскислителями, в том числе ферротитаном марки ФТi68 и другими титансодержащими добавками. Положительным свойством титана является, в том числе, и его способность измельчать зерно, ограничивать глубину закалки, уменьшать трещинообразование при закалке. Он принадлежит к числу наиболее сильных упрочнителей феррита. В сталях, нормализованных при температуре 870-925 °С, небольшие добавки титана, измельчая зерно, повышают предел текучести, но снижают ударную вязкость [2].

Титан повышает высокотемпературную прочность малоуглеродистой стали, частично или полностью устраняет ликвацию, повышает сопротивляемость стали деформационному старению. По мнению авторов [3, 4], в раскисленной титаном стали его количество не должно превышать 0,025 %, в противном случае образуется двуокись титана (рутил). Размер зерна аустенита и перлитных колоний не изменяются при введении в них титана, кроме того, авторы считают, что ванадий и титан увеличивают межпластиночное расстояние и толщину пластин цементита. Однако в работе показано, что при содержании 0,026 % титан снижает размер действительного зерна на I балл.

Столь противоречивые и неоднозначные данные требовали дополнительных исследований, например, по влиянию титана на количество и размер областей перлита, зерен феррита, параметры тонкой структуры. Кроме того, в литературе не указан нижний предел содержания микродобавок титана, который оказывает сильное облагораживающее действие на сталь. При содержании титана более 0,025 % он рассматривается как легирующий компонент сплава, способный изменять свойства твердых растворов и упрочняющих фаз.

Эффективность использования титана при введении его в стали и чугуны зависит от их состава и типа ти-

тансодержащего материала для обработки расплава. Изменяя соотношение титана и углерода и общее количество вводимого титана, можно добиться значительного снижения остаточного содержания газов в стали и неметаллических включений.

Были проанализированы 150 плавков с обработкой ферротитаном и 150 плавков с обработкой ДТ1. Исследования показали, что титан усваивался после обработки добавкой ДТ1 в значительно большей степени (в 1,5-2,0 раза), чем после обработки ферротитаном. Содержание титана в стали изменялось в пределах 0,004-0,029 % против 0,001-0,018 % после обработки ФТи68. Выявлена зависимость усвоения титана от содержания углерода в расплаве стали перед выпуском

его из конвертера в ковш. Методами корреляционно-регрессионного анализа проведена обработка статистических данных с математическим описанием зависимости усвоения титана в готовой стали от содержания углерода в расплаве после продувки по линейной модели методом наименьших квадратов [5]. В результате расчетов определена модель $Y = f(X)$ и следующая зависимость: $[Ti] = 0,0066 + 0,063 [C]$

Таким образом, титан добавки усваивался тем хуже, чем меньше углерода оставалось в расплаве после продувки. Титан обладает большим сродством к углероду по сравнению с кислородом, поэтому в расплаве он действует как геттер: больше углерода в расплаве стали - больше титана им усваивается.

Кроме того, титан имеет значительное сродство к кислороду, но меньше, чем алюминий, поэтому предварительная перед введением титансодержащей добавки обработка расплава чушковым алюминием и алюминием самой технологической добавки продлевает во времени действие титана как раскислителя.

Кроме того, анализ химического состава стали показал, что после обработки ДТ1 содержание вредных примесей - серы и фосфора - не увеличилось. Наиболее вероятные значения содержания серы остались на том же уровне, а фосфора снизились на 9 % с 0,019 до 0,017 после обработки ДТ1. Кроме того, количество плавков, имеющих данное содержание серы, уменьшилось на 7 %, количество плавков с наиболее вероятными значениями фосфора осталось примерно на одном уровне: 34 % по старой и 33 % по новой технологии.

Следовательно, общее количество вредных примесей в плавках, выплавленных с применением добавки ДТ1, уменьшилось по сравнению с обработанными ферротитаном. Это подтвердило факт высокой раскисляющей способности добавки ДТ1.

Анализ содержания легирующих элементов показал, что уровень наиболее вероятных значений содержания углерода повысился на 6,52 %, марганца на 7,3 %, кремния на 7,41 % и титана на 45,45 % по сравнению со сталью, обработанной ФТи68. Это значит, что при использовании ДТ1 можно экономить другой раскислитель этой стали - алюминий.

Повышение содержания C, Mn, Si, Ti объясняется тем, что в стали, обработанной титаном, точка S диаграммы состояния Fe-C сдвигается в сторону уменьшения содержания углерода. Кроме того, марганец и кремний легируют феррит, растворяясь в кристаллической решетке α -железа. Марганец и титан относятся к сильным карбидообразующим элементам, поэтому в стали образуются карбиды типа $(Fe, Mn)_3C$. Все перечисленные факторы способствуют более высокому усвоению легирующих элементов расплавом стали при ее внепечной обработке технологической добавкой ДТ1.

Известно, что алюминий по раскислительной способности превосходит титан, однако качество раскисляемой стали более существенно повышается под влиянием титана, так как его добавки увеличивают легкоплавкость неметаллических включений в стали, способствуют их конгломерированию, всплыванию на поверхность расплавленного металла и его дополнительному очищению. Кроме того, повышается жидкотекучесть шлаков (смеси двуокиси титана и обычных для стали включений).

Алюминий же восстанавливает силикаты в стали, образуя тугоплавкий глинозем, он трудно конгломерируется и, кроме того, имеет склонность к образованию в стали строчечных выделений, что снижает качество металла.

Микроструктура катанки из стали 23Г2А после обработки ферротитаном и технологической добавкой

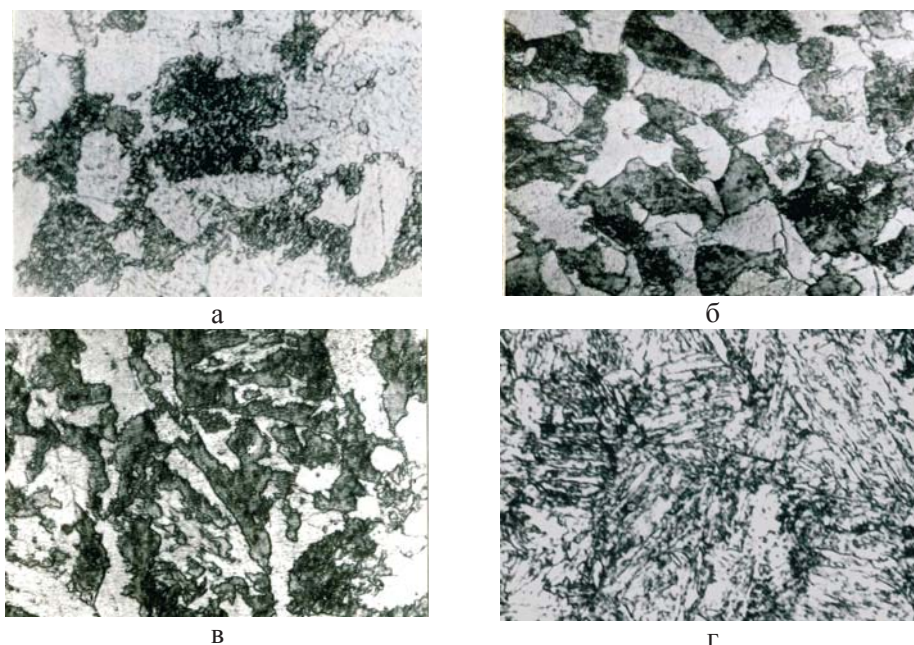


Рис. 1. Особенности морфологии структуры стали 23Г2А при увеличении количества квазиперлита, балл: а - I; б - II; в - III; г - IV, x 800

(ДТ1) состояла из феррито-перлитной смеси, близкой к трооститу. Структура стали, обработанной ДТ1, была более однородной: по размерам зерен феррита и выделений перлита, их форме и распределению в объеме металла [6]. При увеличении содержания титана в стали 23Г2А после обработки ее технологической добавкой заметно возрастало количество перлита и квазиперлита в стали 23Г2А с разным содержанием титана после обработки ДТ1 (рис. 1).

В связи с этим нами была предложена 5-ти балльная шкала оценки количества квазиэвтектоида в стали, обработанной добавкой ДТ1, %: I балл 0, II балл – 25, III балл – 50, IV балл – 75, V балл – 100% об. квазиперлита в одном поле зрения. По среднему баллу количества квазиэвтектоида построена зависимость влияния титана на морфологию перлита, которая показала, что концентрация титана в стали не должна превышать ~0,026-0,028 %, так как уже при $[Ti] > 0,028 \%$ квазиперлит занимает 100 % объема металла.

При неравномерном распределении выделений квазиперлита в объеме заготовки наблюдали снижение стабильности свойств, поэтому содержание (0,028 % Ti) было классифицировано, как предельно допустимое. Из сказанного выше следует, что титан, в отличие от других раскислителей (например, марганца и кремния) резко уменьшает концентрацию углерода в перлите и увеличивает его количество в доэвтектоидных сталях, в частности в стали 23Г2А.

Это обусловлено образованием субмикроскопических карбидов титана при расплавлении и растворении брикета добавки в расплаве, которые оказывают сильный модифицирующий эффект на структуру стали: являясь центрами кристаллизации, измельчают зерно аустенита и феррита (рис. 2).

Методом количественной металлографии в стали 23Г2А обнаружено измельчение зеренной структуры феррита в 2-3 раза после обработки

ДТ1 по сравнению со сталью, обработанной ФТи68. Кроме того, было показано, что с увеличением концентрации титана количество перлита и его общий объем возрастали, а размеры выделений закономерно уменьшались. Этим была подтверждена гипотеза о геттерном эффекте титана по отношению к углероду. Следовательно, титан технологической добавки оказывал, прежде всего, модифицирующее влияние на сталь 23Г2А.

Процесс формирования выделений перлита развивался под действием противоположных тенденций: измельчения зерен феррита и соответственного увеличения протяженности межзеренных поверхностей, что

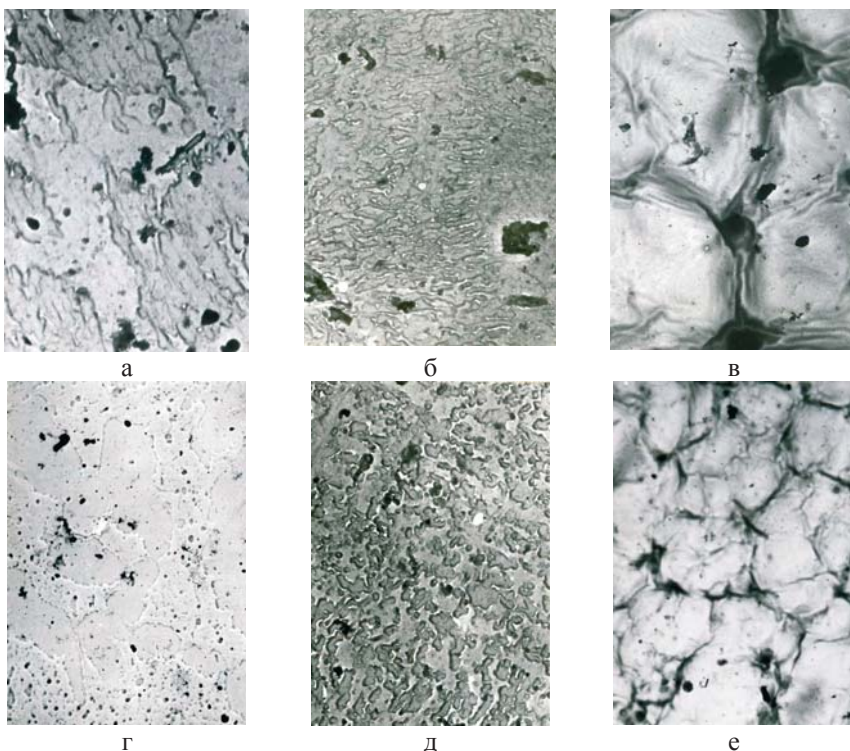


Рис. 2. Измельчение зерен перлита (а, г), цементита (б, д) и зерен феррита (в, е); а-в – обработка ферротитаном ФТи68; г-е – обработка добавкой ДТ1; ПЭМ, x 4000

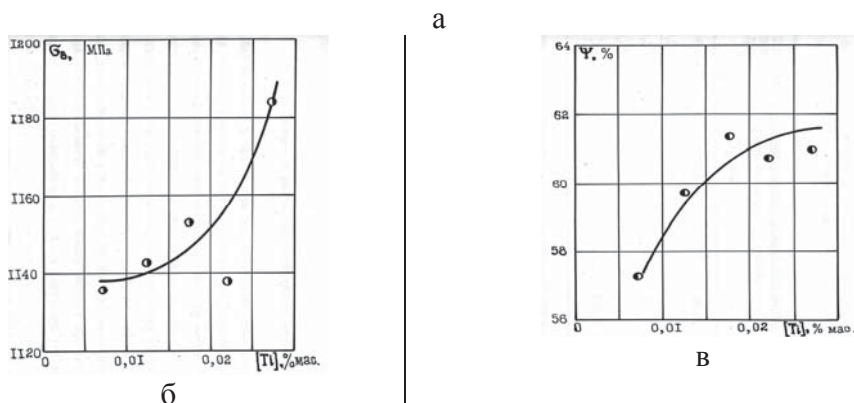
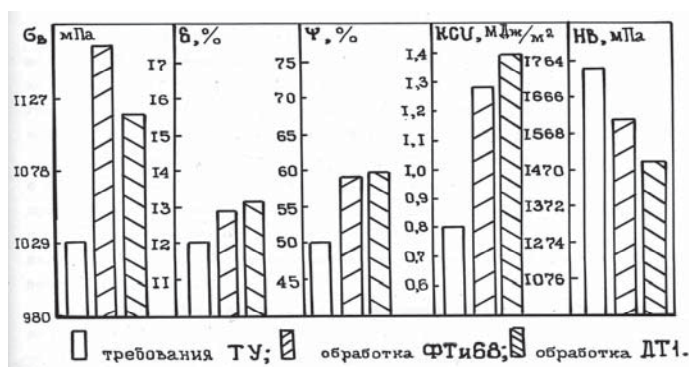


Рис. 3. Гистограмма средних значений механических характеристик после обработки ФТи68 и ДТ1 (а) и графики влияния титана на механические свойства стали 23Г2А, обработанной ДТ1 (б, в)

способствовало формированию в их стыках выделений перлита уменьшенных размеров, развития перекристаллизации $A \rightarrow \Phi + \Pi$ на готовых, ранее образовавшихся центрах TiC , что также измельчало выделения перлита, перемещения точки S влево под влиянием титана, при этом формировались выделения квазиэвтектоида в увеличенных количествах по сравнению с обычным металлом.

Количественный анализ размеров выделений перлита в горячекатаных образцах стали 23Г2А, обработанных по двум вариантам раскисления, выявил, что: средние наиболее вероятные значения их размеров близки (~ 4 мкм), но число соответствующих этим размерам выделений после обработки ДТ1 почти в 2 раза выше (в одном поле зрения); преобладание выделений небольших размеров (48 мкм) в случае обработки ДТ1, в то время как после обработки ФТи68 этот интервал расширялся до 4-12 мкм.

Результаты анализа механических свойств катанки из стали 23Г2А после обработки ФТи68 и ДТ1 показали (рис. 3), что общий уровень свойств стали повысился после обработки ДТ1, в том числе и за счет повышения стабильности значений механических характеристик.

Очевидно, что наибольшее влияние как раскислитель, модификатор и микролегатура оказывала добавка ДТ1 на ударную вязкость и относительное сужение исследуемого металла. Значения твердости по Бринеллю изменялись в пределах 1280-1790 МПа после обработки ФТи68 и 1340-1790 МПа после обработки ДТ1 (рис. 3а).

На приведенной гистограмме средних значений показано некоторое снижение средних значений прочностных характеристик (σ_B и $HВ$), повышение пластичности (δ и ψ) и ударной вязкости КСЧ.

Кроме того, сделана оценка влияния титана на механические свойства стали 23Г2А (рис. 3б, в). Как видно, с увеличением содержания титана в металле предел прочности и относительное сужение стали увеличиваются.

Выводы

В результате проведенных исследований установлен эффект взаимодействия титана добавки ДТ1 с углеродом. Получена аналитическая форма линейной зависимости содержания титана от количества углерода в стали. Титан проявил себя модификатором I и II рода при взаимодействии с углеродом, и далее, с азотом, а также раскислителем, соединяясь с остаточным кислородом в оксиды на стадии наиболее глубокой очистки его после предварительного раскисления алюминием. Повысился уровень наиболее вероятных значений содержания углерода, марганца, кремния и титана, снизился уровень содержания фосфора и серы.

Достигнуто повышение стабильности и уровня ударной вязкости на 23 %, относительного сужения на 8 %, относительного удлинения на 3 % при незначительном снижении прочностных характеристик в результате замены дорогостоящего ферротитана ФТи68 комплексной технологической добавкой ДТ1.

Библиографический список

1. А.С. № 1201342 СССР. МКИ³ С 22 С 35/00. Комплексная добавка для обработки низколегированной марганцовистой стали. О.М. Шаповалова, Н.И. Шевченко, Н.Н. Музыка (на данный момент - Н.Н. Федоркова) и др.
2. Поволоцкий Д.Я., Токовой О.К., Абезгауз М.В. Улучшение качества конвертерной кипящей стали // Сталь. - 1988. - № 1. - С. 25-26.
3. Исследование фазового состава стали, микролегированной титаном и азотом, и влияние на него температуры и деформации / Мирошниченко А.В., Киржнер О.М., Захарченко Л.Н. и др. // УкрНИИмет. Харьков, 1987. // Деп. в Черметинформации. 30.04.87, № 3975.
4. Влияние комплексного микролегирования титаном и бором на структуру и свойства стали 14Г2 / В.В. Щиголев, Г.С. Ершов и др. // МИТОМ. - 1988. - № 9. - С. 23-25.
5. Математическое описание зависимости процентного содержания титана в готовой стали от содержания углерода в металле перед выпуском из конвертера / Н.Н. Федоркова, В.О. Носенко и др. // Сб. «Повышение качества металлических конструкционных материалов. Безотходные технологические процессы. - Днепрпетровск: ДГУ, 1987. - С. 17-21.
6. Влияния микродобавок титана на процессы структурообразования в литой стали 23Г2А после внепечной обработки различными титансодержащими добавками / Н.Н. Федоркова // Металознавство та термічна обробка металів: Науков. та інформ. бюл. - Дніпропетровськ: ПДАБА. 2009. - № 4.



Формирование центров обеспечения качества в условиях конвертерного цеха

Предложен методический подход к формированию центров обеспечения качества в условиях конвертерного цеха. Табл. 1. Библиогр.: 2 назв.

Ключевые слова: центр обеспечения качества, конвертерный цех, качество стали, рабочие, мотивация

The methodical approach to the formation of maintenance of quality centers in conditions of converter shop has been offered

Keywords: maintenance of quality center, converter shop, quality of steel, workers, motivation

Важной составляющей системы управления предприятием, обеспечивающей его успешность в конкурентной среде, является мотивация персонала к выпуску качественной продукции. На сегодня к предприятиям, которые характеризуются достаточно стабильной деятельностью, можно отнести металлургические предприятия. В условиях этих предприятий особую значимость имеет изготовление качественной стали, поскольку она в значительной степени определяет потребительские свойства металлопродуктов дальнейших переделов. Производство стали состоит из совокупности производственных этапов. Поэтому мотивацию персонала к выпуску качественной стали в условиях металлургического предприятия целесообразно осуществлять на достижение промежуточных целей деятельности на производственных этапах, поскольку качество стали формируется именно при осуществлении трудовых операций, которые выполняются на этих этапах.

Операции, выполняемые на определенном производственном этапе изготовления стали, тесно связаны между собой и осуществляются рабочими одного или нескольких подразделений конвертерного цеха. Совокупность производственных подразделений, условно объединенных тесно связанными трудовыми операциями рабочих по достижению на определенном производственном этапе цели по получению относительно законченного промежуточного результата в отдельном цикле изготовления стали, можно назвать центром обеспечения качества.

Целью данного исследования является разработка методического подхода к созданию в конвертерном цехе центров обеспечения качества.

Методический подход к созданию в конвертерном цехе центров обеспечения качества базируется на анализе элементов производственного процесса изготовления стали. В литературе по организации производства в металлургии [1, 2] в производственном процессе выделяют следующие элементы: частичные производственные процессы, производственные этапы, операции. На металлургическом предприятии примером частичного производственного процесса является производство стали в конвертерном цехе, где можно выделить такие производственные этапы: подготовка и подача сырья и материалов в конвертер; выплавка и выпуск стали и шлака; улучшение качественных показателей стали при внепечной обработке; разливка стали в изложницы (на МНЛЗ) и хранение слитков (заготовок).

На каждом из производственных этапов в отдельном цикле изготовления стали формируется ее качество, то есть достигается уровень значений определенных параметров свойств, который устанавливается ГОСТами, ТУ, потребителями. Важную роль в обеспечении качества стали играет совместная работа персонала подразделений цеха на этапах изготовления стали. В связи с этим, возникает необходимость мотивации персонала каждого из производственных этапов на достижение установленного уровня значений параметров свойств стали в соответствии с вкладом определенных подразделений в формирование ее качества. Для определения подразделений, персонал которых обеспечивает качество стали на каждом этапе ее изготовления целесообразно рассмотреть состав производственных операций, которые выполняются в каждом отдельном цикле изготовления стали. При объединении тесно связанных между собой операций по выполнению определенного вида деятельности могут быть созданы соответствующие группировки производственных подразделений. Каждому из таких группировок можно присвоить название «центр обеспечения качества».

Учитывая особенности технологии и производственной структуры современных конвертерных цехов, целесообразно выделить у них такие центры обеспечения качества: «Шихта», «Плавка», «Внепечная обработка», «Разливка» (таблица).

Персонал каждого центра обеспечения качества, как правило, по-разному влияет на формирование качества стали в процессе ее изготовления. Так, например, персонал центра обеспечения качества «Плавка», выполняя операции по обеспечению процесса выплавки, влияет на содержание химических элементов (серы,

Таблица. Формирование центров обеспечения качества в условиях конвертерного цеха

Общая цель получения промежуточного результата в отдельном цикле изготовления стали	Операции	Участки, отделения, объединённые в центры обеспечения качества, на которых выполняются указанные операции	Условное название центра обеспечения качества	Пространственные границы центра обеспечения качества	
				начальная операция	конечная операция
1	2	3	4	5	6
Обеспечение процесса подготовки, подачи сырья и материалов в конвертер	Прием, хранение, подготовка, погрузка, разгрузка, взвешивание, подача в конвертерное отделение сырья и материалов	Шихтовое отделение сыпучих материалов; скрапное отделение; участок сканирования шлака из чугуновозных ковшей; участок внепечной обработки чугуна; миксерное отделение (отделение перелива чугуна из передвижных миксеров); известково-обжигательный и помольный участки	«Шихта»	Прием сырья и материалов	Подача в конвертерное отделение сырья и материалов
Обеспечение процесса выплавки, выпуска стали и шлака	Загрузка конвертера ломом, заливка чугуна, плавка шихты, подача кислорода (продувка), отбор проб металла и шлака, замер температуры, очистка отходящих газов, подготовка сталеразливочных ковшей, выпуск готовой стали и слив шлака, осмотр и техническое обслуживание конвертера после выпуска предыдущей плавки, раскисление стали, передача ковшом со сталью на участок внепечной обработки	Конвертерное отделение; отделение подготовки сталеразливочных ковшей; газовое хозяйство; участок торкретмасс, шлаковых и экзотермических смесей; участок газоочистки	«Плавка»	Загрузка конвертера ломом	Передача ковшом со сталью на участок внепечной обработки
Улучшение качественных показателей стали	Прием ковшом со сталью, подготовка материалов (синтетических шлаков, порошкообразных материалов, газов), внепечная обработка стали (обработка синтетическими шлаками или порошкообразными материалами, продувка инертным газом, вакуумирование, обработка на печь-ковше) передача ковшом со сталью в разливочное отделение	Участок внепечной обработки	«Внепечная обработка»	Прием ковшом со сталью	Передача ковшом в разливочное отделение
Обеспечение процесса разлива стали в изложницы (на МНПЗ) и хранение слитков (заготовок)	Прием ковшом со сталью, подготовка составов изложниц (подготовка МНПЗ), разлива в изложницы (на МНПЗ), разделение слитков, подготовка промежуточных ковшей, обработка слитков или заготовок (удаление мелких дефектов, обдувка), передача слитков (заготовок) на склад, прием, хранение слитков (заготовок), передача слитков (заготовок) в прокатный цех или потребителю	Разливочное отделение, отделение подготовки составов, стрипперное отделение, склад слитков (заготовок)	«Разливка»	Прием ковшом со сталью	Передача слитков (заготовок) в прокатный цех или потребителю

фосфора и др.) в стали. В то же время персонал центра «Разливка» влияет на формирование металлографических свойств стали. В результате, совместная работа персонала, выполняющего операции в сгруппированных в отдельный центр обеспечения качества подразделениях, практически в одинаковой степени влияет на формирование параметров свойств стали в отличие от результатов работы персонала других центров обеспечения качества конвертерного цеха.

Выводы

Использование методического подхода к формированию центров обеспечения качества позволит объективно оценивать вклад каждого из них в формирование качества стали и надлежащим образом мотивировать работу его персонала.

Перспективой дальнейших исследований является распространение методического подхода по формированию центров обеспечения качества на другие производства металлургического предприятия, что позволит повысить эффективность системы управления качеством металлопродукции.

Библиографический список

1. Основы отраслевых технологий и организации производства / Ю.М. Аносов, Л.Л. Бекренев. – С.-Пб.: Политехника, 2002. – 312 с.
2. Организация производства, труда и управления в черной металлургии / А.В. Полянский, Д.А. Горелов, А.С. Гугель и др. - К.: Техніка, 1986. - 232 с.



УДК 622:666.94

Салей А.А. /д.т.н./, Пескова Н.П., Козырь И.В.

ГВУЗ «УГХТУ»

Изучение влияния отходов горно-металлургического комплекса на формирование минералогического состава барийсодержащих клинкеров и свойства цементов с их применением

В работе приводятся результаты изучения минералообразования при обжиге барийсодержащего белитосульфферритного клинкера. С помощью комплекса методов физико-химического анализа изучена кинетика и установлена последовательность минералообразования при обжиге сырьевых смесей, составленных из техногенного и природного сырья. Показано, что стабильными фазами барийсодержащих белитосульфферритных клинкеров являются высокоосновный сульфферрит кальция, двухбариевый и двухкальциевый силикаты. Табл. 2. Библиогр.: 22 назв.

Ключевые слова: влияние, отходы, ГМК, минералогический состав, барийсодержащие клинкеры, цемент

Замена оксида кальция в портландцементном клинкере оксидом бария уже давно применяется для улучшения его вяжущих и защитных свойств [1-8]. Результаты исследований [6-8, 9-11] показывают, что по гидравлической активности клинкера, содержащие ортосиликаты кальция и бария, не уступают портландцементному клинкеру и даже в ряде случаев превосходят ее.

Большинство приведенных в литературе результатов исследований показывают, что введение оксида бария в кремнеземсодержащие системы приводит к образованию двухбариевого силиката [9, 10, 12]. Так, при введении оксида бария в состав сырьевой смеси на получение портландцементного клинкера, барий будет вытеснять кальций из силикатов и образовывать двухбариевый силикат. Авторами [10] также указывается на преимущественность образования двухбариевого силиката при обжиге портландских сырьевых смесей, включающих оксид бария, при этом оксиды алюминия и железа связываются с оксидом кальция в алюминаты и алюмоферриты кальция.

Известно также, что введение в состав сырьевой смеси для получения клинкера сульфатсодержащих материалов открывает возможность формирования в клинкере сульфферритов кальция, способствующих устранению усадочных деформаций и расширению при твердении. Исследованиями [13-15] показано, что сочетанием в клинкере барийсодержащих фаз и сульфферритов кальция можно получать безусадочные и расширяющиеся цементы, которые могут быть использованы в качестве материалов радиационной защиты.

В этой связи представляет интерес изучить минералообразование и установить стабильные фазы при обжиге сырьевых смесей, соотношение компонентов в которых обеспечивает получение клинкеров, содержащих такие минералы как высокоосновный сульфферрит кальция ($C_2FC\bar{S}$), двухбариевый силикат (B_2S) и ортоси-

© Салей А.А., Пескова Н.П., Козырь И.В., 2012 г.

Таблица 1. Вещественные составы и физико-механические свойства образцов при твердении барийсодержащих сульфоферритных цементов

Наименование состава клинкера	Дозировка гипса, масс. %	Предел прочности при сжатии, МПа, в возрасте, сутки		Линейное расширение образцов, %, в возрасте, сутки					
		7	28	2	5	7	10	15	28
Белит _{ООЖР}	10	40	55	0,13	0,16	0,19	0,19	0,19	0,19
Белит _{КП}	2,5	9	11	0,44	0,5	0,58	0,58	0,58	0,58

Таблица 2. Вещественные составы вяжущих композиций и их свойства

Наименование состава клинкера	Состав цемента, масс. %			Предел прочности при сжатии, МПа, в возрасте, сутки			Линейное расширение, %, в возрасте, сутки		
	Клин-кер	ПЦК	ГК	2	7	28	2	7	28
Белит _{КП}	25,0	72,5	2,5	29	42	50	0,22	0,22	0,22
	22,5	72,5	5,0	27	39	48	0,21	0,24	0,24
	20,0	72,5	7,5	26	37	47	0,19	0,21	0,21
	17,5	72,5	10,0	22	36	45	0,17	0,18	0,18
	17,5	75,0	7,5	26	40	50	0,14	0,14	0,14
	17,5	77,5	5,0	29	42	55	0,10	0,11	0,11
	17,5	80,0	2,5	35	45	57	0,06	0,08	0,08
	20,0	77,5	2,5	34	46	59	0,09	0,10	0,10
	22,5	75,0	2,5	32	43	54	0,12	0,14	0,14
	20,0	75,0	5,0	31	43	53	0,14	0,15	0,15

ликат кальция (C_2S).

Результаты термодинамических расчетов [16] указывают на возможность формирования в продуктах высокотемпературного обжига таких сырьевых смесей указанных фаз.

Синтез барийсодержащих сульфатированных клинкеров осуществлялся путем обжига сырьевых смесей, содержащих в качестве сырьевых компонентов известняк Докучаевского флюсо-доломитового комбината (И), гипсовый камень Деконского месторождения (ГК), карбонат бария технический (КБ), колошниковую пыль Днепропетровского металлургического завода им. Петровского (КП) и отходы обогащения железных руд Южного горно-обогатительного комбината Кривого Рога (ООЖР).

Расчет состава сырьевых смесей производился согласно предложенной методике расчета сырьевых смесей для получения барийсульфоферритных клинкеров заданного минералогического состава [17] при постоянных значениях модульных характеристик ($KH_{(CaO)} = 0,65$; $\bar{S}_m = 1$; $S_m = 0,64$).

Механизм и последовательность образования минералов в системе $CaCO_3-BaCO_3-Fe_2O_3-SiO_2-SO_3$ изучались посредством комплексного термического, ИК-спектроскопического, химического и рентгенофазового методов анализа продуктов обжига в диапазоне температур 700-1300 °C с интервалом 100 градусов и изотермической выдержкой 15, 30 и 60 мин.

В исследованных сырьевых смесях оксид бария в свободном состоянии методами физико-химического анализа не обнаруживается, что связано с тем, что термическая диссоциация $BaCO_3$ возможна только выше температуры 1350 °C [19-20], а разложение карбоната бария в исследуемых смесях происходит в результате непосредственного его взаимодействия кремнеземом. Полнота протекания реакций устанавливалась путем определения в продуктах обжига несвязанного оксида кальция этил-глицератным методом химического анализа.

С целью выяснения механизма, действующего на той или иной стадии минералообразования по известным кинетическим уравнениям [21, 22], были рассчитаны константы скорости и эмпирические энергии активации реакций синтеза барийсодержащих сульфоферритных клинкеров, результаты расчетов приведены в табл. 1.

Анализ полученных результатов показывает, что процесс синтеза барийсодержащих сульфоферритных клинкеров в интервале температур 900-1270°C удовлетворительно описывается уравнением Таммана-Фишбека. В координатах этого уравнения наблюдается линейное изменение зависимости константы скорости от логарифма времени изотермической выдержки.

Испытания синтезированных клинкеров в качестве вяжущих материалов показало их практически мгновенное схватывание (начало 0,5-2 мин, конец 2-5 мин), что усложняло их укладку в формы. Поэтому с целью регулирования сроков схватывания в состав цементов вводился гипсовый камень. В результате исследований было установлено, что введение гипсового камня способствует удлинению сроков схватывания (начало 45 мин, конец 1,5-2 ч), увеличению величины линейного расширения в возрасте до 7 суток твердения и устранению объемных деформаций, связанных с карбонизацией $Ba(OH)_2$ в более поздние сроки твердения (табл. 1).

Как видно из данных табл. 1 клинкер Белит_{ООЖР} набирает высокую прочность и имеет умеренное расширение, в то время как Белит_{КП} имеет низкую прочность вследствие сильного расширения и не может применять-

ся в качестве самостоятельного вяжущего. Данное обстоятельство предопределило изучить свойства клинкера Белит_{кп} при твердении в композиции с портландцементным клинкером (ПЦК) и гипсовым камнем (ГК).

Для исследования свойств вяжущих композиций, включающих барийсульфоферритные и портландцементный клинкера, а также гипсовый камень использовали симплекс-решетчатый метод планирования эксперимента с полиномиальной моделью третьего порядка.

Вещественные составы вяжущих композиций и результаты их физико-механических испытаний представлены в табл. 2.

Результаты проведенных исследований показывают, что с повышением в составе композиций количества барийсульфоферритного клинкера и гипса наблюдается увеличение линейного расширения, зависимость прочности при этом носит экстремальный характер. Повышению прочности способствует наличие в клинкере двухбариевого силиката, а также уплотнение системы за счет образования небольших количеств этtringита, образующегося в результате гидратации сульфоферрита кальция. При дальнейшем увеличении количества клинкера и, как следствие, образующегося этtringита, растет величина линейного расширения и связанное с ним падение прочности.

Проведенные испытания показали, что введение более 5,0-7,5 масс. % гипса является нецелесообразным, так как это не приводит к приросту линейного расширения, но сильно снижает прочность.

Таким образом, проведенные исследования показывают возможность получения безусадочных расширяющихся цементных композиций с использованием барийсодержащих сульфоферритных клинкеров, продукты гидратации которых выступают в качестве уплотняющих и расширяющих фаз цементного камня.

Библиографический список

1. Шутова А.В., Иващенко С.И., Горшкова И.В. Модифицированные особосульфатостойкие барийсодержащие портландцементы / Междунар. научн.-практ. конф. «Научные исследования, наносистемы и ресурсосберегающие технологии в стройиндустрии» (18 Научные чтения), Белгород, 18-19 сентября 2007. – Белгород: БГТУ, 2007. – Ч. 2. – С. 315-317.
2. Кравченко И.В. Барийсодержащий портландцемент // Труды НИИЦемент. – 1970. – № 23. – С. 3–5.
3. Волков В.В., Волконский Б.В., Никифоров Ю.В., Зозуля Р.А., Гигова Л.С., Махлина И.В., А.Д. Денева. Особенности производства барийсодержащих цементов // Цемент. – 1977. – № 7. – С. 12–13.
4. Божич И.В., Курбатова И.И. Сульфатостойкость барийсодержащих портландцементов // «Труды НИИЖ-Ба». – М.: Стройиздат, 1971.
5. Каушанский В.Е., Валяева О.Н. Барийсодержащий отход как минерализатор процесса обжига клинкера // Цемент. – 2002. – № 3. – С. 31-32.
6. Rajczyk Krystyna, Kurdowski Wiestaw, Wierynski Bronislaw. Cement belitowy z dodathiem BaO // Cement. Wapno. Gips. – 1992. – № 1. – С. 9-13.
7. Gawlicki Marek, Kepa Bozen.a Wptyw baru na hydratacje ortokrzemianu wapniowego // Cement. Wapno. Gips. – 1991. – № 12. – С. 340-343.
8. Teoranu Ion, Puri Annemarie. Ciment belitic cu BaO // Mater. constr. – 1991. – № 2-3. – С. 89-92.
9. Сулейменов А. Т. Вяжущие материалы из побочных продуктов промышленности. – М.: Стройиздат, 1986. – 192 с
10. Пашенко А.А., Сербин В.П., Старчевская Е.А. Вяжущие материалы. – К.: Вища школа, 1985. – 438 с.
11. Fukuda Koichiro, Maki Iwao, Adachi Keisuke. Structure change of Ca_2SiO_4 solid solutions with Ba concentration // J. Amer. Soc. – 1992. – № 4. – С. 884-888.
12. Шабанова Г.Н., Дейнека В.В., Логвинков С.М. Термодинамика фазовых равновесий в субсолидусе системы $\text{CaO-BaO-Fe}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ // Огнеупоры и техническая керамика. – 2007. – № 2. – С.15-18.
13. Салей А.А., Сигунов А.А., Пескова Н.П. Физико-механические свойства барийсульфоферритных вяжущих композиций // Вопросы химии и химической технологии. – 2009. – № 10. – С. 137-139.
14. Пескова Н.П., Сигунов О.О. Салей А.А. Визначення міцностних та деформаційних характеристик при твердінні барійвмісних композицій / Матер. конф. «Современные технологии тугоплавких неметаллических и силикатных материалов», 23-24 марта 2009 г. – Днепропетровск: НТУ «ХПИ», –2009. – С. 56.
15. Визначення оптимальних складів барійвмісних розширливих композицій / Пескова Н.П., Сигунов О.О., Салей А.А. // 36. тез доповідей IV Міжнародної наук-техн. конф. студентів, аспірантів та молодих вчених «Хімія і сучасні технології» – Дніпропетровськ, 2009. – С. 222.
16. Термодинамическая модель синтеза минералов в системе $\text{CaO-BaO-Fe}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2\text{-SO}_3$ как основы для получения цементов с применением конвертерных шлаков / Салей А.А., Пескова Н.П., Сигунов А.А. и др. // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2010. – № 7. – С. 181-183.
17. Салей А. А., Сигунов А. А., Пескова Н. П. Разработка методики расчета состава сырьевых смесей для получения кальциево-бариевых сульфоферритных клинкеров // Вестник НТУ «ХПИ». – 2010. – № 13. – С. 146-154.
18. Горшков В.С., Тимашев В.В., Савельев В.Г. Методы физико-химического анализа вяжущих веществ. – М.: Высшая школа, 1981. – 334 с.

19. Справочник химика: В 7 т. – Т. 2: Основные свойства неорганических и органических соединений. – Л.: Изд-во «Химия», 1971. – 1168 с.
20. Некрасов Б.В. Основы общей химии: В 2 т. Т.2. – М.: Изд-во «Химия», 1967. – 400 с.
21. Эмануэль Н.М., Кнорре Д.Г. Курс химической кинетики: Учебное пособие для хим.-технол. вузов. – М.: Высшая школа, 1969. – 432 с.
22. Розовский А.Я. Гетерогенные химические реакции. – М.: Наука, 1980. – 324 с.



УДК 621.771.65:621.785.796

Ефременко В.Г. /д.т.н./
ГВУЗ «Приазовский ГТУ»

Левченко В.И., Ситало А.А., Кошулэ И.М., Курпе А.Г. /к.т.н./,
Труфанова О.И., Луценко Т.Н.
ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ»

Качественные мелющие шары – ГОКам Украины

В статье представлены основные направления улучшения качественных характеристик катаных мелющих шаров диаметром 40-120 мм, производимых в ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ». Среди этих направлений – повышение объемной твердости за счет роста поверхностной твердости и глубины закали на мартенситную структуру, а также обеспечение удовлетворительного уровня ударостойкости, предупреждающей расколы шаров при эксплуатации в мельницах. Ил. 4.

Ключевые слова: мелющие шары, качество, сталь, твердость, долговечность, закалка, ударостойкость

The main directions for improving of quality characteristics of rolled grinding balls with diameter 40-120 mm, produced by PJSC "Azovstal" Iron and Steel Works are presented in the article. Among these trends there are volumetric hardness increasing by means of rising of surface hardness and depth of hardening for martensitic structure, as well as providing a satisfactory level of impact resistance, preventing balls breakage in the mills.

Keywords: grinding balls, quality, steel, hardness, durability, quenching, impact resistance

По сравнению с широко используемыми видами листового и сортового проката мелющие тела (шары, стержни, цельпесы и др.) занимают сравнительно небольшую часть в объеме металлургического производства. В то же время, они играют важную роль в технологии переработки и обогащения разных видов сырья, поэтому их качеству уделяется все большее внимание. Мелющие шары, используемые в барабанных мельницах, выполняют основную работу измельчения, доводя размалываемый материал до необходимой степени дисперсности. Железные руды, добываемые и перерабатываемые украинскими горно-обогатительными предприятиями, вследствие повышенного содержания твердых нерудных компонентов обладают значительной крепостью и абразивностью. Это повышает удельный расход шаров на тонну концентрата, ухудшая экономические показатели работы ГОКов. Поэтому ГОКи Украины правомерно ставят перед изготовителями мелющих шаров вопросы повышения эксплуатационной стойкости их продукции.

Согласно ДСТУ 3499 «Шары стальные мелющие для шаровых мельниц» качество шаров определяется их твердостью. Однако, как показывает опыт, твердость, особенно поверхностная, не может служить единственной надежной характеристикой качества мелющих тел. Для потребителей понятие «качество шаров» складывается из таких показателей, как расход шаров и электроэнергии на тонну концентрата, качество обогащения руды, обеспечение заданной производительности мельниц и т.д. Все эти показатели в той или иной степени зависят от свойств материала шаров, от их способности сопротивляться абразивному и ударно-абразивному воздействию, способности изнашиваться равномерно с сохранением первоначальной формы, от их устойчивости к объемному раскалыванию и выкрашиванию поверхностных слоев.

Основным производителем мелющих шаров в Украине является ПАО «МК «Азовсталь». Работая в структуре «Метинвест Холдинга», МК «Азовсталь» является главным поставщиком данного вида продукции на системные предприятия холдинга – Центральный, Северный и Ингулецкий ГОКи. Кроме того, МК «Азовсталь» поставляет шары на ГОК «Арселор Миттал» и на Полтавский ГОК, т.е. охватывает своей продукцией большую часть украинской горно-перерабатывающей отрасли. Производственные мощности комбината позволяют ежегодно выпускать порядка 120 тыс. т катаных шаров; сортамент МК «Азовсталь» включает шары диаметром 40, 60, 80, 100 и 120 мм со свойствами по 3-й группе ДСТУ 3499, а также шары диаметром 100 и 120 мм 2-й группы.

Следует отметить, что времена, когда шаропрокатное производство рассматривалось лишь как способ утилизации отбракованного рельсового металла, остались в прошлом: в настоящее время более 90 % мелющих шаров изготавливаются на МК «Азовсталь» из стали целевых плавок. Более того, на комбинате разрабо-

тан и действует стандарт предприятия, регламентирующий химический состав шаровой заготовки в зависимости от диаметра шара и группы твердости по ДСТУ 3499. Всего в этот стандарт на сегодняшний день внесены девять марок шаровой стали, при этом базовой является рельсовая сталь К76 (К76Ф). После закрытия мартеновского цеха, начиная с апреля 2011 года, все азовстальские шары производятся из стали конвертерной выплавки.

Реализуя принцип «клиентоориентированности», ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ» взял курс на удовлетворение запросов потребителей мелющих шаров. В рамках этого курса на комбинате реализуется комплекс инженерно-технологических мероприятий, направленных, во-первых, на максимальное улучшение качества уже выпускаемых шаров, и, во-вторых, – на расширение сортамента производимых шаров с повышенными потребительскими свойствами.

Первое направление имеет своей основной целью снижение вероятности расколов шаров при работе в мельницах. Здесь выделены два ключевых момента – улучшение металлургического качества металла шаров и четкое соблюдение основных параметров термической обработки, исключающее высокий уровень закалочных напряжений в готовых изделиях. Металлургическая компонента этой проблемы решается за счет уменьшения газонасыщенности и загрязненности готовой стали неметаллическими включениями, снижения развитости дефектов макроструктуры в осевой зоне шаров, в первую очередь за счет предотвращения появления несплошностей в виде флокенов, остатков усадочной раковины, прокатной пустотелости. С этой целью на комбинате строго контролируется величина головной и донной обрезки слитков, реализуется замедленное охлаждение блюмовых заготовок в колодцах обжимного цеха, соблюдаются режимы поперечно-винтовой прокатки шаров. Управление процессом термического упрочнения в шаропркатном отделении комбината осуществляют с помощью системы датчиков, контролирующей основные технологические параметры, такие как температура и расход воды, длительность подсуживания шаров на воздухе, время нахождения в закалочном барабане, температурный режим самоотпуска в накопительных бункерах.

Склонность готовых шаров к расколам при ударах может проявляться как в процессе перегрузки шаров из вагонов в накопительные емкости ГОКов, так и в начале их эксплуатации в мельнице. Для выявления партий шаров с пониженной устойчивостью к расколам в ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ» введена в эксплуатацию копро-вая установка, позволяющая испытывать шары на ударостойкость при свободном падении груза массой 125 кг. Высота подъема груза варьируется в зависимости от диаметра шара от 3,5 до 5,0 м. В настоящее время шары всех типоразмеров проходят сдаточные испытания на ударостойкость перед отправкой потребителям.

Потеря шаров своей первоначальной формы при изнашивании в мельнице связана с неравномерностью закалки по поверхности шара. Проблема «пятнистой» поверхностной твердости шаров особенно актуальна в летний период года, когда температура закалочной воды оборотного цикла повышается до 40–42 °С. Для предупреждения этого дефекта проводится ужесточение требований к химическому составу шаровой стали в сторону повышения уровня ее легирования, что позволяет компенсировать снижение охлаждающей способности воды и предупредить появление мягких трооститных пятен на поверхности. Например, при производстве шаров диаметром 100 и 120 мм 3-й группы в период с мая по октябрь вместо сталей К74Ф, К76Ф на комбинате применяется более легированная сталь 75Г2С.

Использование сталей повышенной прокаливаемости улучшает распределение твердости по сечению шаров, повышает их объемную твердость, что позволяет шарам сохранять сферичность до большей степени износа. В январе-феврале 2012 г. МК «Азовсталь» произведены и переданы для испытаний на Центральный и Северный ГОКи две опытные партии шаров диаметром 100 мм 3-й группы повышенного качества. Одна партия шаров изготовлена из стали, отличающейся от стали К76Ф более высоким содержанием углерода, вторая партия – из стали, дополнительно легированной хромом. Как видно на рис. 1, по сравнению с шарами текущего производства опытные партии шаров характеризуются более высоким уровнем твердости на любом удале-

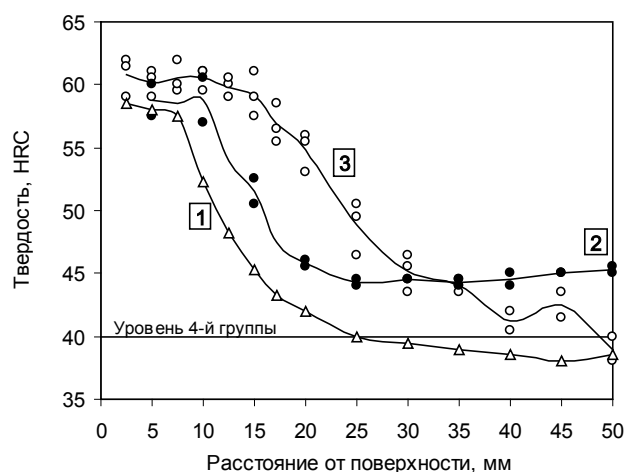


Рис. 1. Изменение твердости по сечению термоупрочненных мелющих шаров диаметром 100 мм 3-й группы ДСТУ 3499: 1 – шары текущего производства из стали К76Ф (среднее значение); 2 – шары из стали с повышенным содержанием углерода, 3 – шары из стали с добавкой хрома



Рис. 2. Макроструктура опытных шаров диаметром 100 мм 3-й группы из стали с повышенным содержанием углерода

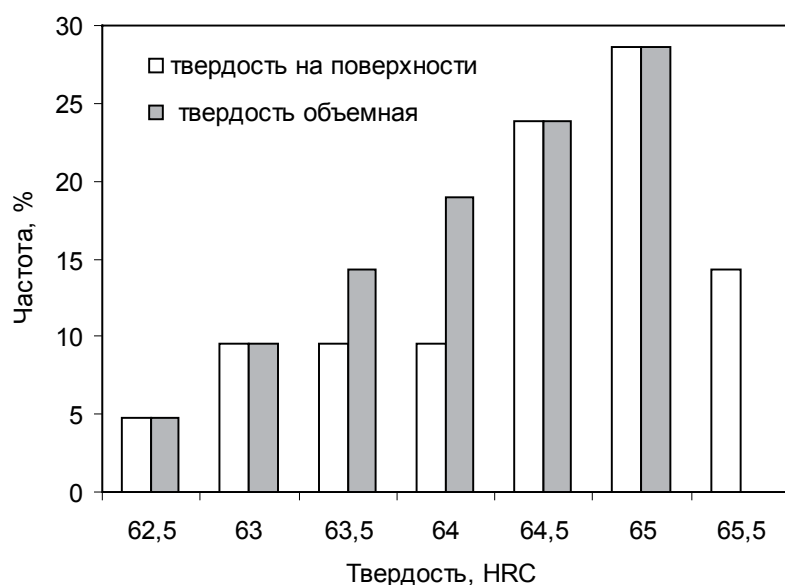


Рис. 3. Частотное распределение поверхностной и объемной твердости в шарах диаметром 40 мм повышенного качества

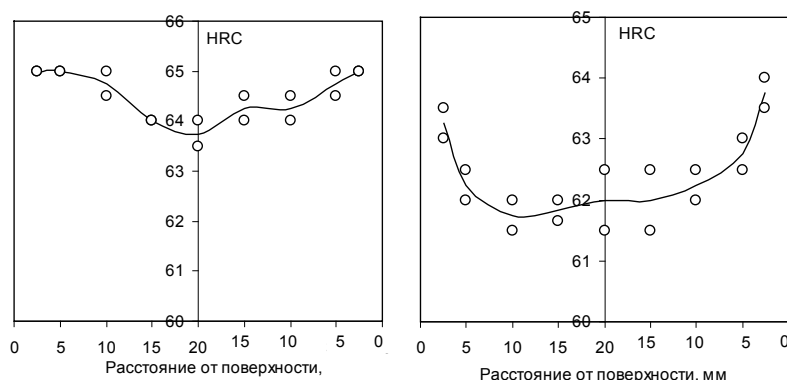


Рис. 4. Изменение твердости по сечению термоупрочненных мелющих шаров диаметром 40 мм повышенного качества

пы, заложенный в ДСТУ 3499, соответствует качественным показателям лучших зарубежных аналогов – катанных и кованых шаров производства «Moly-Cop», «Smorgon Steel», «Vitkovice» и некоторых других фирм. Он предполагает обеспечение высокой поверхностной твердости (не менее 63-65 HRC) при сквозной закалке на мартенсит в шарах любого диаметра. В настоящее время на «Азовстали» прорабатываются вопросы создания технологий, позволяющих освоить выпуск данного вида продукции. В качестве подготовительного этапа были выявлены резервы существующей на комбинате технологии в плане повышения качества продукции. Была произведена опытная партия шаров диаметром 40 мм повышенной твердости, максимально приближенной к уровню 5-й группы. На поверхности опытных шаров была достигнута твердость в пределах 62,5-65,6 HRC со средним значением 64,5 HRC, при этом большая часть шаров (67 %) оказалась тверже 64,0 HRC (рис. 3). Объемная твердость, рассчитанная в соответствии с ДСТУ 3499, изменялась практически в этих же пределах со средним значением 64,5 HRC. Это было обеспечено благодаря сквозной закалке на мартенситную структуру с минимальным (не более 5 %) содержанием троостита, что позволило получить 61,5-64,0 HRC в центре шаров (рис. 4). Достигнутая твердость существенно превышает уровень 4-й группы и близка к требованиям 5-й группы стандарта.

Выводы

В ПАО «МК «АЗОВСТАЛЬ» ведется целенаправленная работа по повышению качественных показателей важного вида металлопроката – катанных мелющих шаров различного диаметра. Направлениями этой работы являются увеличение поверхностной и объемной твердости при обеспечении эксплуатационной устойчивости шаров к расколам. Выполнение данной программы позволит в большей степени удовлетворить требования основных потребителей данной продукции – предприятий горно-перерабатывающей отрасли Украины, в том числе – системных ГОКов «Метинвест Холдинг».



Утилизация железа и тугоплавких легирующих элементов из техногенных металлооксидных отходов

Исследованы фазовые и структурные превращения при углеродотермическом восстановлении окалины стали марки Р6М5Ф3. Установлена схема превращений, которая подтверждает сложный многофазный состав промежуточных и конечных продуктов реакции и отсутствие фаз и соединений, обладающих заметной склонностью к сублимации в области исследуемых температур. Показана степень усвоения тугоплавких легирующих элементов расплавом стали при использовании металлизированной окалины. Ил. 1. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: фазовые превращения, структура, углеродотермическое восстановление, окалина, тугоплавкие легирующие элементы

Phase and structural transformations are examined at carbothermic restoration of oxide scale of a steel of mark Р6М5Ф3. The circuit of transformations which confirms difficult multiphase composition initial, intermediate both finite products of response and absence of phases and the joints possessing appreciable propensity to sublimation in the field of examined temperatures is fixed. Degree of mastering of high-melting alloying elements is displayed by a steel melt at use metallized oxide scales.

Keywords: phase transformations, structure, carbothermic restoration, oxide scale, high-melting alloying elements

Большим запасом экономии средств на тугоплавкие вольфрам-, молибден- и хромосодержащие легирующие материалы являются вторичные ресурсы, использование которых для металлургической промышленности Украины приобретает еще большую актуальность в условиях отсутствия собственной минерально-сырьевой базы. Поэтому для равноправного партнерства на мировом рынке повышение качества, а также ресурсо- и энергосбережение является неоспоримым условием [1, 2].

Целью работы была разработка и оптимизация технологии получения металлизированных металлооксидных техногенных отходов быстрорежущих сталей и их использование при выплавке стали в качестве вторичного сырья.

В качестве исходного материала использовали окалину быстрорежущей стали марки Р6М5Ф3 с добавками графита в виде циклонной пыли (соотношение О/С = 1,75).

Исследования сопровождались комплексным изучением физико-химических свойств металлизированного продукта и условий его тепловой обработки. Были использованы кинетические методы исследования, рентгеноструктурный фазовый анализ (рис. а) и микроструктурные исследования с использованием растровой электронной микроскопии (рис. б-г) и рентгеновского микроанализа продуктов металлизации окалины быстрорежущей стали на всех этапах процесса тепловой обработки.

Установлено, что на начальных стадиях углеродотермического восстановления структура образцов мало отличается от структуры исходной окалины. Происходит восстановление оксидов железа FeO и Fe_3O_4 , с образованием простых и сложных карбидов, таких как WC , $\text{Mo}_2\text{C} \cdot \text{W}_2\text{C}$, VC и $(\text{Fe}_3\text{W}_3\text{C}-\text{Fe}_4\text{W}_2\text{C})-\text{Fe}_3\text{Mo}_3\text{C}$ и твердого раствора $\gamma\text{-Fe}$. С развитием восстановительных процессов происходит увеличение количества и размеров включений $\gamma\text{-Fe}$ и восстановленных фаз с разной формой и содержанием тугоплавких легирующих элементов. На более поздних стадиях повышается интенсивность карбидов железа Fe_3C и Fe_2C и происходит образование микропористой волокнистой структуры с развитой поверхностью.

Предложенный способ утилизации железа и легирующих элементов из окалины в производстве порошковых быстрорежущих сталей при добавке металлизированной окалины в количестве 150-320 кг/т обеспечивает степень сквозного извлечения (в среднем): хрома 94,1; молибдена 95,7; вольфрама 96,3 %, что существенно снижает затраты «свежих» ферросплавов и металлических легирующих материалов [3].

Энергосбережение обеспечивается губчатым (пористым) строением целевого продукта, что позволяет ускорить его растворение в расплаве стали и существенно сократить время плавки. При этом нет необходимости многочасовой выдержки печей с поддержанием температуры, как в случае с легированием стандартными ферросплавами. Процесс растворения лигатуры происходит в течение 15-20 мин. Также успешно опробован процесс легирования в ковше. Результатом является существенная экономия электроэнергии (17-21 % от носительно действующей на ПАО «Днепроспецсталь» технологии производства быстрорежущих сталей [4]).

В среднем экономия при выплавке 1 т быстрорежущих сталей наиболее распространенных марок с использованием в качестве легирующей добавки металлизированных вторичных материалов взамен стандартных ферросплавов составляет в пределах от 900 до 2500 долл. США в зависимости от степени легирования тугоплавкими элементами.

Выводы

Подтверждено, что процесс углеродотермического восстановления окалины быстрорежущей стали протекает через стадии карбидообразования, и получить безуглеродистый продукт не представляется возможным. Присутствие остаточного углерода в виде карбидов, отсутствие в продуктах восстановления легковозгоняемых соединений и губчатая структура приводит к уменьшению угара дорогостоящих легирующих элементов и повышению степени их усвоения в стали. В настоящих исследованиях получили развития представления о превращениях, протекающих в процессе металлизации окалины быстрорежущей стали, фазовом составе продуктов с разной степенью восстановления и структуре, получены дополнительные сведения применительно к совершенствованию технологии утилизации тугоплавких элементов из техногенных отходов производства быстрорежущих сталей.

Библиографический список

1. Отходы металлургического предприятия: от анализа потерь к управлению / Е.П. Волынкина, Е.В. Протопопов // Изв. вузов. Черная Металлургия. - 2005. - № 6. - С. 72-76.
2. Керкхофф Х.Ю. Взрыв цен на сырье – угроза экономическому подъему // Черные металлы. - 2010. - № 10. - С. 61-66.
3. Особенности фазовых превращений в процессе восстановления окалины быстрорежущей стали / С.М. Григорьев, А.С. Петрищев // Металл и литье Украины. - 2011. - № 7. - С. 16-20.
4. Сборник технологических инструкций по выплавке стали в основных дуговых электропечах. – Запорожье: Днепрспецсталь, 1990. – 588 с.

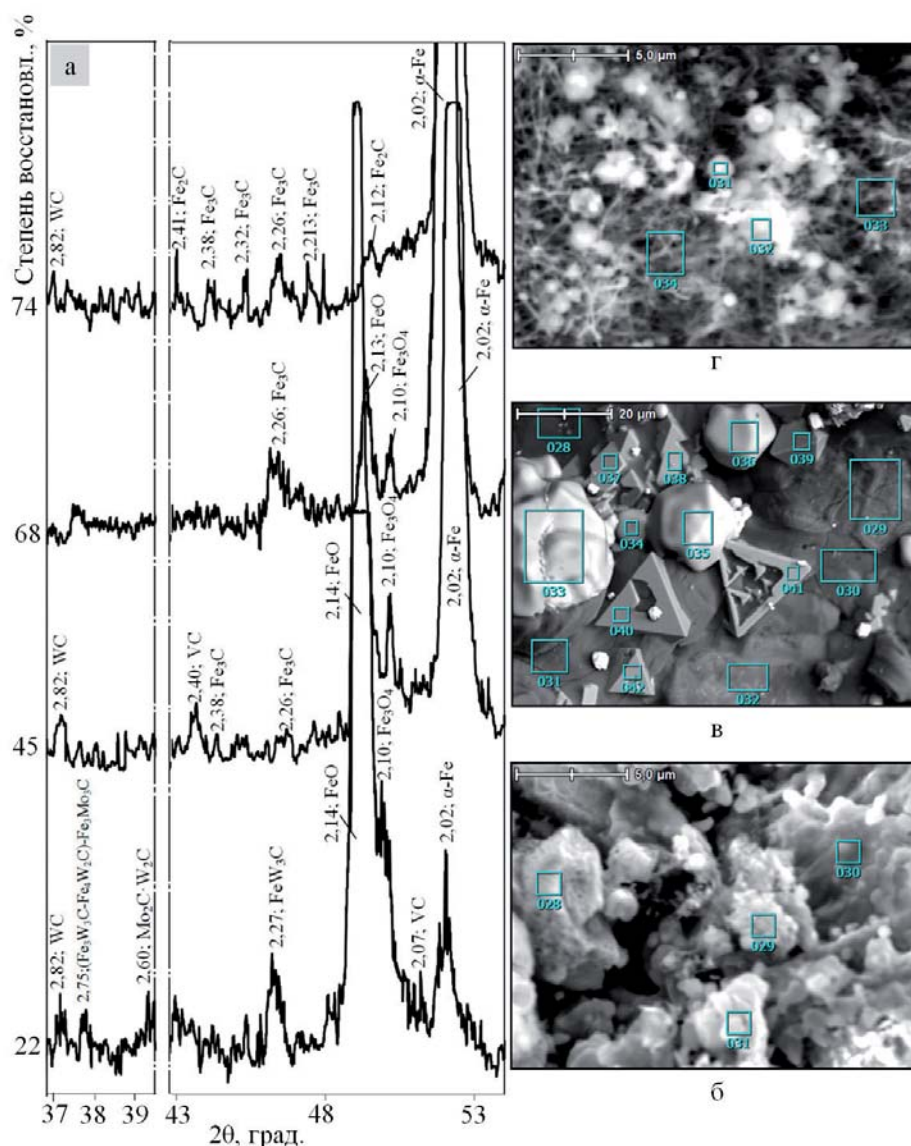


Рисунок. Фрагменты дифрактограмм (а) и фрактограммы образцов окалины стали Р6М5ФЗ со степенью восстановления (%) 22 (б), 45 (в) и 74 (г) с увеличением x7000 (б), x1500 (в) и x7000 (г)

Подовый электрод дуговой печи постоянного тока

Разработана технология изготовления биметаллических подовых электродов дуговых печей постоянного тока, которая заключается в электрошлаковой наплавке меди на предварительно подготовленный стальной стержень под слоем шлака в две стадии с получением минимальной переходной зоны. Рассмотрена возможность уменьшения «анодной ямы» при эксплуатации подовых электродов за счет повышения их качества при минимизации растворения железа в меди в узкой переходной зоне. Ил. 3. Библиогр.: 6 назв.

Ключевые слова: подовый электрод, наплавка меди на сталь, узкая переходная зона, растворение железа в меди, «анодная яма»

The technology of manufacturing of bimetallic bottom electrode of DC arc furnaces, which consists of electroslag surfacing of copper on a pre-prepared steel rod under a layer of slag in two stages to obtain the minimum of the transition zone is elaborated. The possibility of reducing the «anode hole» in operation of the bottom electrodes by increase of its quality due to minimizing of iron dissolution in copper in a narrow transition zone is considered.

Keywords: bottom electrode, welding copper to steel, a narrow transition zone, the dissolution of iron in copper, «anode hole»

Наряду с дуговыми печами переменного тока (ДСП), в электросталеплавильном производстве применяют и дуговые печи постоянного тока (ДСПТТ). Интерес к ДСПТТ возрос в 90-е годы и был вызван декларируемыми преимуществами: снижение угара шихтовых материалов, расхода электродов и огнеупоров; повышение теплового к.п.д.; снижение уровня пылегазовыбросов и шума, а также обратного воздействия на электрическую сеть (фликер-эффект). Практика показала, что ряд преимуществ ДСПТТ в «большой» металлургии практически не реализуются ввиду скоротечности процесса производства полупродукта [1] с доводкой вне печи. В «малой» металлургии (литейные цеха машиностроительных заводов), где в электродуговых печах выплавляют готовый металл, интерес к ДСПТТ сохраняется [2, 3].

Электрическая схема ДСПТТ включает трансформатор, преобразователь, сглаживающий реактор, верхний (катод) и подовый (анод) электроды. Фирмы-производители печей применяют собственные запатентованные конструктивные решения подовых электродов (ПЭ), но их детальный сопоставительный анализ в доступных источниках не приводится.

В сталеплавильном производстве наибольшее распространение получили электроды стержневого (рис. 1а), а также пластинчатого и игольчатого типов (рис. 1б).

ПЭ стержневого типа (рис. 1а) состоит из биметаллического стержня, изолированного от кожуха печи, с верхней стальной частью и нижней медной водоохлаждаемой частью, к которой выполнен токоподвод. ПЭ пластинчатого (игольчатого) типа (рис. 1б) состоит из группы токопроводящих стальных пластин (стержней), замурованных в огнеупорную набивку на всю толщину пода. Токопроводящие элементы (их число может достигать нескольких сотен) соединяют с источником питания и охлаждают воздухом.

На предприятиях «малой» металлургии Украины установлены ДСПТТ вместимостью до 12 т. На всех печах используют ПЭ стержневого типа, изготовлению и эксплуатации которых посвящена данная работа.

ПЭ является наиболее критичным узлом ДСПТТ из-за проблемы стойкости футеровки и самого электрода, вызванной образованием в подине «анодной ямы»,

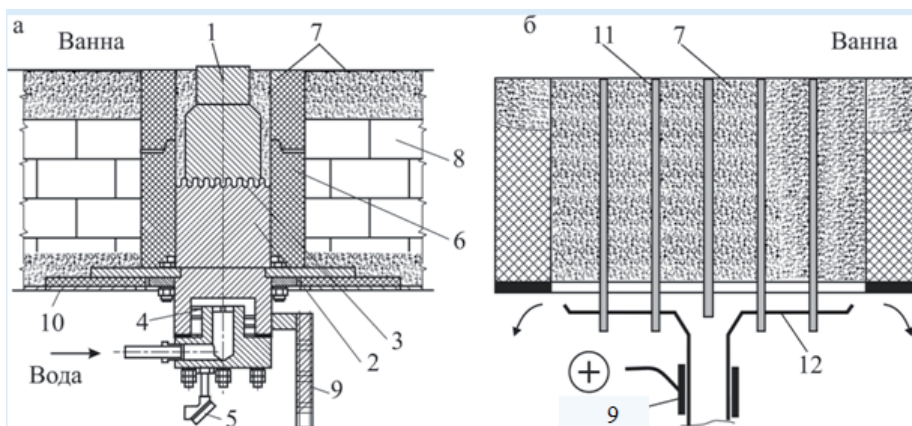


Рис. 1. Подовые электроды ДСПТТ стержневого (а), пластинчатого (игольчатого) (б) типа: 1 – стальная часть; 2 – медная часть; 3 – соединение медь-сталь; 4 – канал водяного охлаждения; 5 – термопара; 6 – каналные огнеупорные блоки; 7 – набивная масса; 8 – футеровка подины; 9 – токоподвод; 10 – изоляционная прокладка; 11 – стальные пластины (стержни); 12 – короб воздушного охлаждения

выходящей в ряде случаев за пределы кожуха печи [4]. Она представляет собой расплавленную стальную часть ПЭ и обусловлена значительным (несколько МВт/м²) тепловым потоком конвекции в перемешиваемой электромагнитными силами ванне при недостаточной теплопроводности электрода и удаленности (по соображениям безопасности эксплуатации печи) канала водяного охлаждения от ванны.

Важной задачей является минимизация «анодной ямы». Фирма «Danieli» (Италия) использует для этой цели приближение водяного канала к жидкой ванне вместе с увеличением интенсивности охлаждения ПЭ [5], что требует тщательного контроля теплового состояния электрода. Проблема «анодной ямы» и эксплуатационной надежности ПЭ может быть последовательно решена уменьшением переходной зоны сталь-медь и, соответственно, общего теплового и электрического сопротивления ПЭ.

В Украине для изготовления ПЭ до последнего времени применяли электрошлаковый переплав (ЭШП), при этом в силу технологических особенностей, переходная зона сталь-медь получается протяженной [6]. Это значительно (на 30-50 % и более) снижает ее тепло- и электропроводность, что негативно сказывается на эксплуатационных показателях. Применение ЭШП медно-стальной заготовки по двухконтурной схеме (ЭШП-ДС) [6] позволяет существенно уменьшить переходную зону.

Разработана технология изготовления ПЭ с использованием наплавки меди на торцевую поверхность твердой стальной заготовки под слоем шлака. Процесс осуществляют в графитовом тигле, установленном на токопроводящем поддоне, с использованием жидкого старта и верхнего графитированного электрода. Подачу меди производят с определенной скоростью, через шлаковую ванну. Наплавка производится в две стадии для получения узкого переходного слоя (первая стадия) и основного, с минимальным содержанием железа, медного слитка (вторая стадия). Вначале наплавку ведут под шлаком, содержащим тетраборат натрия, с целью обеспечения качественной не окисленной поверхности контакта сталь-медь. Вторую стадию осуществляют после кристаллизации переходного слоя под шлаком, содержащим криолит, с целью снижения растворения железа в медном слитке, как условия работоспособности ПЭ и минимизации «анодной ямы». Процесс контролируют по показаниям термопары, предварительно устанавливаемой в стальную часть электрода. В качестве материалов используют сталь Ст.3сп и медь М1.

Конструкция подового электрода приведена на рис. 2.

Структура переходной зоны сталь-медь, представленная на рис. 3а, свидетельствует о качественном контакте материалов. Это подтверждается результатами испытаний на разрыв (рис. 3б), согласно которым прочность переходного слоя не уступает прочности меди. Содержание железа в медной части ПЭ не превышает 0,1 %, тогда как при традиционной технологии ЭШП эта величина достигает 4 %. Разработанная технология, в отличие от ЭШП, позволяет получить наиболее приемлемую конфигурацию стыка сталь-медь путем ее предварительного выполнения в стальной заготовке (см. рис. 1).

Налажено производство и успешно выполнены промышленные испытания подовых электродов, изготов-

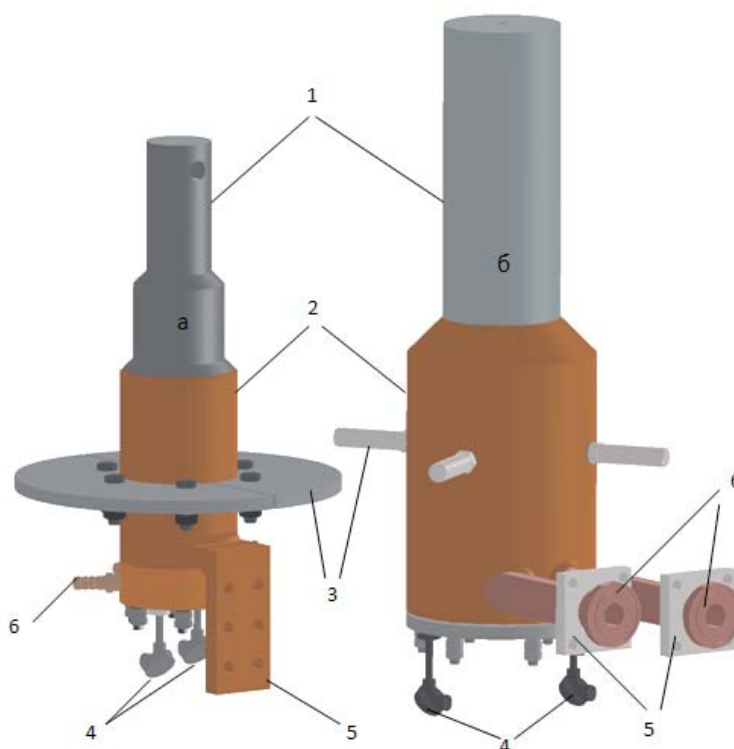


Рис. 2. Общий вид подового электрода, а - для токов до 6 кА, б - для токов до 20 кА: 1 – стальная часть; 2 – медная часть; 3 – опорные элементы; 4 – термопары; 5 – токоподвод; 6 – патрубки для охлаждающей воды

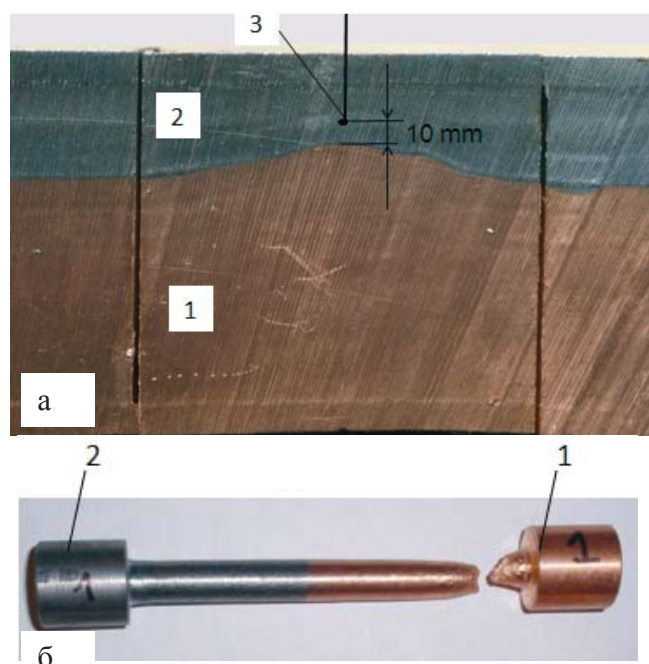


Рис. 3. Структура ПЭ (а) и результат механических испытаний (б): 1 – медная часть; 2 – стальная часть; 3 – термопара для контроля процесса наплавки

ленных методом электрошлаковой наплавки, на 12-т ДСППТ.

Библиографический список

1. К вопросу о рациональной технологии выплавки стали в дуговых печах постоянного тока / Гудим Ю.А., Зинуров И.Ю., Шумаков А.М. // Электromеталлургия. - 2009. - № 6.
2. Сравнение характеристик дуговых печей постоянного тока нового поколения и индукционных печей / В.С. Малиновский, В.Д. Малиновский, Л.В. Ярных, А.В. Афонаскин // Литейщик России. – 2002. - № 1. – С. 24-27.
3. Украинские дуговые печи постоянного тока – прорыв к ресурсосберегающим технологиям в металлургии / Машьянов В.Г., Саньков С.А., Ковалев Г.В. и др. // ИТБ «Литьё Украины». - 2008. - № 2 (90)
4. Лопухов Г.А. Подовый электрод дуговой сталеплавильной печи постоянного тока конструкции фирмы DANIELI // Электromеталлургия. - 2004. - № 6. - С. 48-51.
5. Liu X. Melting mechanism of water-cooled billet-type bottom electrode of direct current arc furnace: a numerical approach / X.Liu, J.Zhou, H.Shi et al// Metallurgical and materials transactions B. - October 2008. - № 39B. - P. 713-724.
6. Зайцев В.А. Подовые электроды дуговых печей постоянного тока / В.А. Зайцев, Л.Б. Медовар и др. // Современная электromеталлургия. - 2011. - № 2. - С. 3-7.



УДК 621.771:621.78

Панченко А.И., Тумко А.Н. /к.т.н./, Логозинский И.Н., Сальников А.С. /к.т.н./, Левин Б.А.
 ПАО «Электromеталлургический завод «Днепропеталь» им. А.Н. Кузьмина»

Совмещение прокатки и термической обработки специальных сталей в условиях ПАО «Днепропеталь»

В ПАО «Днепропеталь» разработана и внедрена ресурсосберегающая технология производства сортового проката, включающая совмещение прокатки и термической обработки проката в потоке сортопрокатных станов. За счёт регулируемого последеформационного охлаждения в потоке прокатных станов 1050/950, 550, 325 и 280 реализованы процессы закалки сортового проката аустенитных, мартенситных и мартенсито-ферритных сталей и нормализации прутков конструкционных сталей. С целью проверки воспроизводимости и надёжности технологии в обеспечении заданного уровня механических свойств рассчитывали коэффициент воспроизводимости процессов Срк. Расчёты показали, что новые технологические процессы стабильны и в основном контролируемые и управляемые. Совмещение процессов термической обработки и прокатки позволяет сократить цикл производства, уменьшить кривизну термически обработанного проката, снизить трудоёмкость операций адъюстажной обработки, улучшить качество стали по микроструктуре и механическим свойствам. Табл. 4. Библиогр.: 6 назв.

Ключевые слова: прокатка, сортовой прокат, механические свойства, закалка, нормализация, последеформационное охлаждение, фазовые превращения

At PJSC Dnepropetsstal a resource-saving technology of production of rolled stock including a combination of rolling and heat treatment in line of rolling mills has been developed and implemented. Due to adjustable post-processing cooling in line of rolling mills 1050/950, 550, 325 and 280 the processes of hardening of rolled stock of austenitic, martensitic and martensitic-ferritic steel and normalizing of structural steel bars have been implemented. To verify the reproducibility and reliability of the technology in terms of providing specified level of mechanical properties the coefficient of processes repeatability has been calculated. The calculations have shown that new processes are stable and mostly controllable and manageable. The combination of heat treatment and rolling processes allows reducing of production cycle, bowing of heat-treated rolled stock and labor intensity of surface processing operations as well as improving of steel microstructure and mechanical properties.

Keywords: rolling, rolled stock, mechanical properties, hardening, normalizing, post-processing cooling, phase transformation

Большая часть сортамента проката специальных сталей и сплавов производится с термической обработкой, которая обеспечивает требуемую структуру металла и необходимые технологические и служебные свойства, предотвращает образование поверхностных и внутренних трещин напряжения, флокенов.

В связи с этим заводы, производящие прокат из специальных сталей, снабжены различными средствами термической обработки: колодцами и термосами для замедленного охлаждения проката, термическими печами, устройствами ускоренного последеформационного охлаждения металла в потоке прокатных станов.

© Панченко А.И., Тумко А.Н., Логозинский И.Н., Сальников А.С., Левин Б.А., 2012 г.

Необходимость проведения термической обработки проката специальных сталей и сплавов обуславливает высокую энергоёмкость технологических процессов. Поэтому развитие и расширение энергосберегающих технологий термической и термомеханической обработки (ТМО) в потоке сортопрокатных станов является актуальной задачей [1]. За счёт использования тепла прокатного нагрева исключается дополнительный нагрев металла в термических печах металлургических или машиностроительных заводов. Также благодаря получению тонкодисперсной структуры перлита при ускоренном последеформационном охлаждении в потоке прокатных станов значительно сокращается длительность сфероидизирующей термообработки перлитных сталей [1-4]. Совмещение процессов термической обработки и прокатки в одном технологическом потоке позволяет сократить цикл производства на 5-10 сут., уменьшить кривизну термически обработанного проката, снизить трудоёмкость операций адьюстажной обработки (правки, обточки). Однако совмещение процессов деформации и термообработки требует соответствующего оборудования на сортопрокатных станах и наукоемких технологических разработок.

Целью данной работы является разработка и внедрение на сортопрокатных станах совмещенных процессов прокатки и термической обработки проката в едином технологическом потоке, обеспечивающих заданный уровень механических свойств при значительном снижении себестоимости металлопродукции.

В ПАО «Днепрспецсталь» (Запорожье) при производстве проката диаметром от 8 мм до 230 мм реализован процесс закалки аустенитных коррозионностойких сталей в потоке всех прокатных станов [5]: 280 (Ø 8-22 мм), 325 (Ø 22-42 мм), 550 (Ø 44-130 мм) и 1050/950 (Ø 135-230 мм).

Для увеличения объёмов производства закаленного проката диаметром более 130 мм из аустенитных сталей в потоке стана 1050/950 установлено закалочное устройство, обеспечивающее закалку прутков в проточной воде из оборотного цикла. Технология закалки проката в потоке обжимно-заготовочного стана предусматривает прокатку с температурой конца деформации 1050-1100 °С, порезку раската и ускоренное последеформационное охлаждение в воде с активным барботированием в течение 10-15 мин. В момент выгрузки закаленных прутков диаметром 135-230 мм из закалочной ванны поверхность металла не имеет свечения. Данная технология позволила исключить закалку проката коррозионностойких сталей с отдельного нагрева, стабилизировать показатели качества металла и значительно увеличить объёмы производства закаленного проката.

С целью проверки воспроизводимости и надёжности технологи рассчитывали коэффициент воспроизводимости $C_{рк}$ (табл. 1). Если показатель качества имеет нижнюю нормативную границу, то расчёт коэффициента $C_{рк}$ производили по формуле

$$C_{рк} = \frac{X - НГ}{3\sigma}, \quad (1)$$

где X – среднее значение показателя качества; $НГ$ – нижняя граница допустимых значений показателя качества; σ – среднеквадратичное отклонение.

Если показатель качества имеет и верхнюю нормативную границу, то значения $C_{рк}$ вычисляли по формуле

$$C_{рк} = \frac{ВГ - X}{3\sigma}, \quad (2)$$

где $ВГ$ – верхняя граница допустимых значений показателя качества.

Затем из двух значений, вычисленных по формулам (1) и (2), выбирали минимальное, которое является коэффициентом воспроизводимости процесса. При этом процесс считается стабильным, контролируемым и управляемым, если $C_{рк} \geq 1,0$. Если $1,0 > C_{рк} > 0,67$, то процесс производства стабильный, но требует дополнительного анализа и возможной корректировки. При $C_{рк} \leq 0,67$ процесс считается нестабильным и неконтролируемым.

На основании рассчитанных значений $C_{рк}$ (см. табл. 1) можно сделать вывод, что технология закалки проката коррозионностойких аустенитных сталей в потоке обжимно-заготовочного стана 1050/950 фактически обеспечивает стабильность всех характеристик механических свойств сталей 03X17H13M2 и 08X17H13M2T, но для некоторых свойств требует анализа и возможной корректировки.

Стан 550 также оснащен измерительной аппаратурой для управления температурными условиями прокатки и последеформационного охлаждения металла. Благодаря этому на стане 550 внедрена технология прокатки коррозионностойких аустенитных сталей типа 03X17H13M2T, 08X17H13M2, 07X18H10, 08X18H10T и др., обеспечивающая получение структуры, механических свойств и стойкости против межкристаллитной коррозии в состоянии поставки на уровне закаленных образцов по ГОСТ 5949 (табл. 1).

Для сталей, стабилизированных титаном, обеспечили температуру конца прокатки в пределах 1020-1100 °С и для сталей, не стабилизированных титаном, 1000-1080 °С. Ускоренное последеформационное охлаждение проката диаметром от 44 мм до 130 мм выполняли под азураторами в потоке стана 550. В результате проведенных разработок удалось исключить закалку прутков с отдельного нагрева. Закалка низкоуглеродистых аустенитных сталей, не стабилизированных титаном, позволила получить более равномерную структуру по сечению профиля, чем закалка с отдельного нагрева. Кроме того, закалка с прокатного нагрева не требует боль-

Таблица 1. Расчёт коэффициента воспроизводимости процесса (C_{pk})

Марка стали, диаметр проката, мм	Показатели качества	Нормативные значения ВГ и НГ		Среднее значение (X)	Среднеквадратичное отклонение (σ)	Коэффициент C_{pk}
		НГ	ВГ			
03X17H13M2 135-230 (стан 1050/950)	Предел текучести (σ_{02}), Н/мм ²	205	-	266,88	22,84	0,9031
	Предел прочности, Н/мм ²	515	-	549,08	12,63	0,899
	Отн. удлинение, %	40	-	62,23	2,47	2,994
	Отн. сужение, %	50	-	76,85	1,89	4,732
	Ударная вязкость, Дж/см ²	85	-	265,52	30,35	1,983
	Твердость, НВ	142	223	161,29	4,41	1,456
08X17H13M2T 135-230 (стан 1050/950)	Предел текучести (σ_{02}), Н/мм ²	210	-	294,26	28,994	0,97
	Предел текучести (σ_1), Н/мм ²	245	-	317,77	26,97	0,90
	Предел прочности, Н/мм ²	500	730	566,27	27,556	0,80
	Отн. удлинение, %	35	-	55,25	7,39	0,91
08X17H13M2T, 44-130 (стан 550)	Предел текучести (σ_{02}), Н/мм ²	210	-	266,13	27,27	0,69
	Предел текучести (σ_1), Н/мм ²	245	-	293,20	564,52	0,68
	Предел прочности, Н/мм ²	500	730	564,52	19,61	1,10
	Отн. удлинение, %	35	-	58,32	3,46	2,25
07X18H10 44-130 (стан 550)	Предел текучести (σ_{02}), Н/мм ²	195	-	249,97	23,90	0,77
	Предел текучести (σ_1), Н/мм ²	230	-	273,99	22,6	0,68
	Предел прочности, Н/мм ²	500	700	575,02	28,16	0,89
	Отн. удлинение, %	45	-	62,30	3,16	1,82

Таблица. 2. Механические свойства улучшенного проката

Марка стали	Диаметр профиля, мм	Предел прочности, Н/мм ²	$\sigma_{0,2}$, Н/мм ²	δ_5 , %	Ψ , %	КСУ Дж/см ²	KV, Дж/см ²
14X17H2Б	17-30	≥ 931	≥ 784	≥ 10	≥ 50	78	-
20X17H2	≤ 60	800-950	≥ 600	≥ 14	-	-	≥ 25
	$>60 \leq 160$	800-950	≥ 600	≥ 12	-	-	≥ 20
	$>160 \leq 190$	800-950	≥ 550	$\geq 5(Q)$	-	-	-
20X13	≤ 60	800-900	≥ 600	≥ 14	-	-	≥ 20
	$> 60 \leq 160$	800-950	≥ 600	≥ 12	-	-	≥ 20
	$> 160 \leq 230$	800-950	≥ 600	$\geq 8(Q)$	-	-	-
20X13	130 - 180	≥ 635	≥ 540	≥ 10	≥ 45	40	-
13X11H2B2MФ-Ш (ЭИ961-Ш)	65 - 160	-	≥ 735	-	-	20 при -20 °C	-

ших степеней холодной деформации при правке, что благоприятно сказывается на антикоррозионных свойствах стали.

Оценку качества технологического процесса закалки аустенитных сталей в потоке стана 550 проводили путем расчёта коэффициента воспроизводимости C_{pk} по приведенной выше методике. Рассчитанные значения C_{pk} для сталей 08X17H13M2T и 07X18H10 приведены в табл. 1.

Сравнивая качество двух процессов закалки проката стали 08X17H13M2T на станах 1050/950 и 550 (табл. 1), находим, что технология последеформационной закалки на стане 1050/950 более надёжна и обеспечивает большую стабильность показателей качества. Последеформационное охлаждение проката стали 08X17H13M2T в воде обеспечивает более высокие прочностные характеристики по сравнению с охлаждением под азураторами, несмотря на большую суммарную степень деформации (уков) металла, прокатанного на стане 550. Водяное охлаждение повышает пределы текучести σ_{02} и σ_1 в среднем на 28 МПа и 24 МПа (на 10,5 % и 8 %) соответственно (табл. 1).

Для закалки мелкосортного проката аустенитных сталей с прокатного нагрева, для реализации контролируемой прокатки с регламентируемыми температурными параметрами деформации и последеформационного охлаждения конструкционных и инструментальных сталей, жаропрочных сталей и сплавов на мелкосортных станах 280 и 325 имеются контрольно-измерительные приборы. Эти станы снабжены установками ускоренного последеформационного охлаждения, в которых происходит глубокое охлаждение проката.

Установка на стане 325 длиной 21 м позволяет охлаждать прокат диаметром 22-42 мм до 600 °C и ниже при скорости прокатки 4-7 м/с и расходе воды до 240 м³/ч.

На стане 280 имеются две установки ускоренного последеформационного охлаждения: одна работает на холодильник при прокатке прутков диаметром от 8 до 22 мм, другая – на моталки при производстве проката

Таблица 3. Критические точки сталей 20X17H2, 17X16H2 и 14X17H2Б

Марка стали	Скорость нагрева, °С /мин	Температура нагрева, °С	A _{c1}	A _{c3}	Скорость охлаждения, °С/мин	Температура мартенситного превращения, °С	
						начало	окончание
20X17H2	5	870	750	805	5	340	125
	10	900	750	830	10	305	100
	30	1000	820	850	30	280	100
	50	950	860	890	50	215	60
	80	1000	910	935	100	200	-
	100	1000	935	960	100	190	60
17X16H2	5	890	745	785	5	345	205
	10	890	760	800	10	325	155
	20	910	800	830	20	245	60
	30	910	820	855	30	215	60
	50	950	830	880	50	180	35
	80	1000	860	915	100	180	25
	100	1000	940	950	100	180	25
14X17H2Б	5	1000	720	750	5	250	70
	10	1000	725	775	10	250	70
	20	1000	765	800	20	205	65
	30	1000	770	825	30	200	65
	50	1000	810	850	50	115	40
	80	1000	830	870	100	-	-

Таблица 4. Механические свойства проката после нормализующей прокатки на стане 550

Марка стали	Диаметр проката, мм	σ в, Н/мм ²	σ 0,2, Н/мм ²	δ 5, %	Ψ , %
Сталь 20	45	510-530	310-340	30-35	50-55
	50	500-520	310-330	31-35	51-55
Требования к нормализованному прокату	90	490-500	300-320	32-35	52-55
	45-130	≥ 410	≥ 210	> 25	-
17Г1С	120	510-560	330-375	28-32	-
Требования к нормализованному прокату	45-130	470-630	≥ 295	≥ 18	-

диаметром от 8 мм до 13 мм. Обе установки обеспечивают охлаждение проката до 600 °С и ниже при скорости прокатки от 4 до 8 м/с (на моталки) и от 5,5 до 8 м/с (на холодильник). Максимальный расход воды для бунтовой стали составляет 70 м³/ч, для прутковой 140 м³/ч.

Все установки на мелкосортных станах снабжены ультразвуковыми расходомерами воды для обеспечения и контроля требуемой скорости последеформационного охлаждения и, следовательно, температуры окончания охлаждения в зависимости от размера профиля, скорости прокатки.

Можно задавать режим охлаждения проката в зависимости от требований к структуре металла и механическим свойствам. Причем закалке можно подвергать не только стали аустенитного класса, но и ферритного, мартенсито-ферритного, аустенито-ферритного и аустенитно-мартенситного классов.

Совместно с институтом УкрНИИ Спецсталь (Запорожье) разработана технология получения термоупрочненного проката коррозионностойких сталей 08-12X18H10T, 12X18H10T-ВД, 10X17H13M2T. Используя эффект термомеханической обработки, на стане 325 получен прокат с пределом текучести, в два раза большим норм ГОСТ 5949-75, и с пределом прочности выше стандартных норм на 20 %. При этом относительное удлинение и относительное сужение соответствуют требованиям ГОСТ 5949-75.

Значительно расширяет возможности термомеханической обработки наличие на заводе разнообразных термических средств для отпуска закаленных мартенситных сталей, а также средств для холодного волочения подката. Имея такое сочетание оборудования, можно создать любой комплекс механических и других служебных свойств металла.

Примером таких работ стало освоение производства проката из мартенсито-ферритной стали 14X17H2Б для погружных насосов и из мартенситных сталей 20X17H2, 17X16H2, 20X13 и 13X11H2B2MФ-Ш (ЭИ961-Ш) с термическим улучшением (табл. 2), включающем закалку и высокий отпуск.

Осваивая новую технологию улучшения проката мартенситных и мартенсито-ферритных сталей, решали задачу получения необходимого уровня механических свойств, не допуская образования трещин напряжения вследствие неравномерности мартенситного превращения по сечению профиля. Определены оптимальные режимы последеформационного охлаждения и последующего высокого отпуска мартенситных сталей в зависимости от требуемых механических свойств и размеров профиля. С целью оптимизации технологии прово-

дили дилатометрические исследования фазовых превращений сталей 20X17H2, 17X16H2, 14X17H2Б на дилатометре DL-7000 (Япония), установленном в ПАО «Днепропетросталь»: для различных скоростей нагрева определены критические точки A_{c1} и A_{c3} и для различных скоростей охлаждения определены температуры начала и окончания мартенситного превращения (табл. 3).

Для уменьшения себестоимости, сокращения цикла производства и повышения конкурентоспособности металлопродукции разработана и освоена технология прокатки слитков стали 20X17H2 и 17X16H2 на сортовые профили диаметром от 135 мм до 200 мм взаменковки с последующим улучшением. Для исключения брака по трещинам напряжения значительно уменьшили скорость последеформационного охлаждения проката, особенно при температурах превращения аустенита в мартенсит от 350 °С до 120 °С. Также изменили регламент посадки закалённых прутков в термические печи на высокий отпуск.

Получены положительные результаты: несмотря на повышенную уширяемость стали, катаные круглые профили имеют правильную форму; структура и механические свойства соответствуют требованиям нормативной документации (см. табл. 2).

Оснащение прокатных станов аппаратурой для измерения температуры металла в процессе прокатки и последеформационного охлаждения, а также имеющиеся условия для регулировки этой температуры позволяют проводить нормализацию конструкционных сталей с прокатного нагрева, обеспечивая механические свойства проката на уровне требований к нормализованным пруткам с отдельного нагрева. Некоторые стандарты, например DIN 17100, допускают проведение нормализации с прокатного нагрева. Поэтому в условиях ПАО «Днепропетросталь» на стане 550 проведены исследования возможности нормализации проката в потоке стана без дополнительного нагрева. В результате проведенных экспериментов установлено, что для сталей 20, 17Г1С, 18Г, 16ХГ определяющими факторами, обеспечивающими получение механических свойств и ударной вязкости на уровне нормализованного состояния, является температура конца деформации и скорость последеформационного охлаждения: условия окончания деформации должны гарантировать однофазное аустенитное состояние металла перед последним проходом и размер аустенитных зерен перед фазовым $\gamma \rightarrow \alpha$ превращением должен быть от № 7 до № 9 по ГОСТ 5639-82.

Установлено, что изменение температуры конца прокатки от 880 °С до 950 °С для прутков диаметром 44-130 мм сталей 20, 17Г1С, 18Г, 16ХГ не приводит к значительным изменениям механических свойств после охлаждения на воздухе, которые соответствуют требованиям для нормализованного проката (табл. 4).

Данные результаты позволяют исключить из технологической схемы операцию нагрева указанного выше проката под нормализацию и гарантировать получение требуемых показателей качества.

По опытной технологии произведено более 1000 т проката. Эта работа показала, что нормализующая прокатка для обеспечения регламентированных механических свойств в состоянии поставки позволяет значительно уменьшить затраты на термическую обработку и её необходимо расширить на весь марочный и профильный сортамент проката из специальных сталей.

Выводы

Современные научные и технологические разработки, реализованные в условиях ПАО «Днепропетросталь», а также опыт других металлургических предприятий [6] подтверждает возможность высокоэффективной замены термообработки с отдельного нагрева на совмещённую деформационно-термическую обработку. При этом используется тепло прокатного нагрева и улучшается качество стали по микроструктуре и механическим свойствам, что не только удовлетворяет потребности отечественной экономики по стоимости и качеству, но и обеспечивает конкурентоспособность экспортируемой металлопродукции.

Библиографический список

1. Я.И. Спектор, А.В. Ноговицин, Ю.В. Артамонов и др. Перспективные технологии совмещённой деформационно-термической обработки проката специальных сталей // Металлургический компас. – 2006. – № 42. – С. 20-27.
2. Разработка, исследование и внедрение высокоэффективных технологических процессов ТМО для улучшения качества сортового проката / В.Т. Жадан, В.А. Трусов, А.Н. Воронов и др. // Достижения учёных МИСиС в области науки и техники, предлагаемые для внедрения в народное хозяйство: Сб. тр. – М., 1983. – С. 6.
3. А1 1401061 SU C21D 1/78, 8/00. Способ обработки углеродистых сталей. Жадан В.Т., Трусов В.А., Тумко А.Н. и др. Заявл. 02.06.1986; Оpubл. 1988, Бюл. № 21.
4. Ярошенко О.А., Тумко А.Н., Лобов А.И. Уменьшение остатков карбидной сетки в прокате стали ШХ15(СГ) // Сталь. – 2002. – № 9. – С. 82-83.
5. Логозинский И.Н., Тумко А.Н., Сальников А.С., Калашник С.Б. Повышение качества и конкурентоспособности металлопродукции Днепропетростали из коррозионностойких сталей // Металлургический компас. – 2007. – № 9(57). – С. 14-19.
6. Черненко А.Н. Опыт использования ресурсосберегающей технологии производства проката с регламентированными свойствами // Сталь. – 2002. – № 5. – С. 51-55.

УДК 621.793.184:621.762.8

Осколкова Т.Н. /к.т.н./

Сибирский государственный индустриальный университет

Разработка способов поверхностного упрочнения твёрдосплавного волочильного инструмента

Получены и исследованы покрытия на твёрдом сплаве ВК10 после ионно-плазменной обработки, электровзрывного и электроэрозионного легирования поверхности. Установлено, что после обработок нанотвёрдость поверхностных слоёв возрастает в 2,5...3,5 раза по сравнению с исходным состоянием. Ил. 1. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: твёрдый сплав, электровзрывное легирование, ионно-плазменное покрытие, электроэрозионное упрочнение легированием

Coatings on the hard-alloy 10 % Co + 90 % WC after ion-plasma treatment, electro-explosive and electro-erosive alloying of the surface were got and researched. It was established that after these treatments nanohardness of surface layers has increased 2,5-3,5 times as much in comparison with the initial condition.

Keywords: hard alloy, electro-explosive alloying, ion-plasma coating, electro-erosive hardening by alloying

Твёрдые сплавы ВК10 и ВК15 остаются основным материалом при производстве волочильного инструмента [1]. Их эксплуатационные свойства, в основном, определяются износостойкостью и прочностью. Одной из причин образования дефектов, возникающих в рабочем слое твёрдого сплава, является абразивное изнашивание поверхности. Для решения этой проблемы в настоящее время используют различные виды покрытий [2].

Целью настоящей работы явилась разработка и получение упрочнённых поверхностных слоёв на твёрдом сплаве ВК10 способами электроэрозионного упрочнения легированием (ЭЭУЛ), электровзрывного легирования (ЭВЛ), ионно-плазменного воздействия и определение их нанотвёрдости.

На рис. 1 представлена микроструктура сплава ВК10 с покрытием ВК6-ОМ после ЭЭУЛ, сущность которого состоит в том, что при искровом разряде происходит эрозия электрода и перенос легирующих элементов на деталь-пластину из твёрдого сплава и последующее диффузионное рассасывание этих элементов в слое. В качестве электрода использовался твёрдый сплав ВК6-ОМ. Реализация данной задачи производилась на портативной установке UR – 121, при этом, несмотря на простоту ведения этого процесса, происходят сложные микрометаллургические процессы и получается чрезвычайно высокая прочность сцепления нанесённого слоя покрытия с обрабатываемой поверхностью без коробления обрабатываемой детали. В результате получался упрочнённый слой толщиной 20...40 мкм с нанотвёрдостью $H_n = 30200$ МПа, превышающий в 2...2,5 раза исходную твёрдость образца.

В работе [3] описан процесс ЭВЛ применительно к различным видам сталей. Представляет интерес получить с помощью ЭВЛ упрочнённое покрытие на поверхности твёрдого сплава ВК10.

Работа плазменного ускорителя для ЭВЛ основана на накоплении батарей импульсных конденсаторов энергии и её последующем разряде в течение 100 мкс через проводник, испытывающий при этом электровзрывное разрушение. Площадь облучаемой поверхности составляет 10...15 см². Способ ЭВЛ твёрдого сплава ВК10 включает нагрев поверхности и насыщение её продуктами электровзрыва. Инструментом теплового воздействия на поверхность и источником легирующих элементов при ЭВЛ является импульсная плазменная струя, сформированная из материала взрываемого проводника, который закрепляется на коаксиально-торцевых электродах ускорителя.

В данной работе в качестве проводника использовалась титановая фольга, при электрическом взрыве которой формируется импульсная многофазная плазменная струя, содержащая как плазменный компонент, так и конденсированные частицы. При этом при взаимодействии с облучаемой поверхностью плазменный фронт струи оплавляет поверхность, а конденсированные (жидкие) частицы, преимущественно располагающиеся в тылу струи, взаимодействуют с расплавом в условиях его конвективного перемешивания [3].

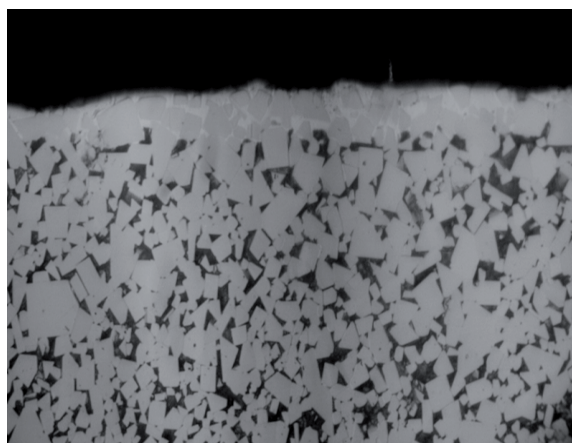


Рис. 1. Микроструктура сплава ВК10 после электроэрозионного упрочнения легированием с покрытием ВК6-ОМ, х 500

Сканирующая электронная микроскопия поперечных шлифов показала (рис. 2), что при ЭВЛ титаном на облучаемой поверхности формируется плохо травящийся сплошной слой толщиной 3...4 мкм, состоящий, по данным рентгеноструктурного анализа, из карбида титана TiC. Под верхним слоем располагается слой с мелкодисперсной структурой, состоящий из монокарбида дивольфрама W₂C. В этом слое наблюдаются также отдельные частицы WC с исходными размерами, видимо, они были вынесены из глубины конвективными потоками расплава, образующимися при ЭВЛ [3]. Под ним располагается слой, в котором изменения структуры затрагивают только легкоплавкую кобальтовую связку и проявляются в уменьшении исходной пористости. Переход к материалу основы в данном слое происходит без образования микротрещин. Общая глубина зоны плазменного воздействия составляет 40...50 мкм. Наноиндентирование показало увеличение твёрдости, измеренной со стороны облучённой поверхности, до значений 25000 МПа. При этом полученные значения превосходят нанотвёрдость образцов в исходном состоянии в 2,0...2,5 раза.

В настоящее время с целью повышения поверхностной твёрдости на твёрдосплавный инструмент наносят ионно-плазменные покрытия [2], формирование которых состоит в следующем. При бомбардировке поверхности твердого тела отдельными ионами, имеющими энергию, большую энергии связи атома тела, материал мишени распыляется. Если поблизости от нее поместить подложку, то часть атомов распыляемой мишени попадет на подложку и конденсируется (напыляется), образуя покрытие. Для бомбардировки мишени удобно использовать заряженные частицы – ионы, так как их легко разогнать до нужной энергии в электрическом поле. Но чаще в качестве источников ионов используют газоразрядную плазму, из которой положительные ионы вытягиваются отрицательно заряженной мишенью.

Авторами работы [4] изучены свойства твёрдых сплавов с покрытием из нитрида титана и оценена возможность увеличения срока работы изделий из упрочнённых твёрдых сплавов марки ВК. Покрытие TiN, напылённое слоем 15...20 мкм и обладающее более высоким комплексом физико-механических свойств, может уменьшить склонность к коррозионному разрушению, упрочнить поверхность. Однако, по мнению авторов [2], введение циркония в состав TiN ионно-плазменного покрытия снижает хрупкость этого покрытия при одновременном повышении твёрдости. В этой связи в данной работе было получено TiZrN ионно-плазменное покрытие, структура которого представлена на рис. 3.

Металлографические исследования поперечных шлифов (рис. 3) показали, что нанесение TiZrN ионно-плазменных покрытий на твёрдосплавные пластины ВК10 не приводит к образованию микротрещин на границе зоны покрытия с основой сплава. Толщина покрытия составляет 10...15 мкм, а его нанотвёрдость $H_n = 38500$ МПа.

Выводы

Таким образом, получены покрытия на твёрдом сплаве ВК10 после ионно-плазменной обработки, электро-взрывного и электроэрозионного легирования поверхности. Установлено, что после обработок нанотвёрдость поверхностных слоёв возрастает в 2,5...3,5 раза по сравнению с исходным состоянием, что позволит повысить износостойкость волоочильного инструмента, изготовленного из данного сплава.

Библиографический список

1. Евстратова Н.Н., Компанец В.Т., Сухарникова В.А. Материаловедение. – Ростов-на-Дону: Феникс, 2006. – 268 с.
2. Панов В.С., Чувилин А.М., Фальковский В.А. Технология и свойства спечённых твёрдых сплавов и изделий из них – М.: МИСиС, 2004. – 464с.
3. Багаутдинов А.Я., Будовских Е.А., Иванов Ю.Ф., Громов В.Е. Физические основы электро-взрывного легирования металлов и сплавов. – Новокузнецк: Изд-во СибГИУ, 2007. – 301 с.
4. Яценко А.С., Марчук С.И. Изучение коррозионной стойкости твёрдых сплавов с покрытием // Металловедение чёрных и цветных сплавов. – Донецк: Донецк. нац. техн. ун-т. 2003, вып. 9. С. 29 – 33.



Рис.3. Микроструктура сплава ВК10 с TiZrN ионно-плазменным покрытием x 500

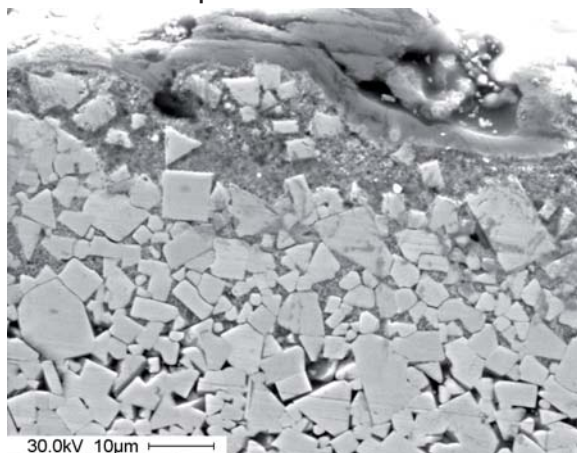


Рис. 2. Микроструктура сплава ВК10 во вторичных электронах после электро-взрывного легирования титаном

УДК669.14.017:543:621.771.002.64

Латышева Т.О., Попова Е.В., Вархалева Т.С., Гаврилова А.Г.

ЧерМК ОАО «Северсталь»

Влияние цветных примесных элементов на качество проката

В данной работе было исследовано влияние легкоплавких цветных элементов в стали на образование дефекта «чешуйчатость» (п. 32 ГОСТ 21014-88). Данный дефект был выявлен на сортовом и листовом прокате различных марок электросталеплавленного и конвертерного производства. По итогам анализа химического состава и технологии производства даны рекомендации по ограничению содержания цветных примесей и способов устранения их вредного влияния. Ил. 5. Табл. 3. Библиогр.: 4 назв.

Ключевые слова: легкоплавкие цветные примеси (ЛЦП), дефект, чешуйчатость

How low-melting non-ferrous chemical elements of the steel affect flawing of a defect classified as a rippled surface according to paragraph №32 of Russian Standard GOST 21014-88 was researched in this report. The defect was revealed on bars and plates of different steel grades manufactured by Basic Oxygen Furnace process as well as by Arc Furnace process. The results of chemical composition and production technology analysis are as follows content limitation of non-ferrous impurities. How to neutralize detrimental effect of non-ferrous impurities.

Keywords: fusible coloured admixtures, defect, scaliness

С целью определения оптимальных значений массовой доли легкоплавких элементов, таких как олово, свинец, цинк, проводилась работа по установлению требований к их содержанию. Необходимость ограничения легкоплавких элементов обусловлена отрицательным влиянием их повышенной массовой доли на пластичность стали при горячем и холодном деформировании, что подтверждено наличием на прокате дефектов в виде чешуйчатости, сетки трещин, надрывов на металле при холодной осадке. Чешуйчатость - дефект поверхности, представляющий собой множественные мелкие отслоения и разрывы в виде сетки, образовавшиеся вследствие пониженной пластичности металла периферийной зоны или перегрева (п. 32 ГОСТ 21014-88 «Термины и определения дефектов поверхности»)

По литературным данным [1] снижение пластичности в сталях с повышенным содержанием меди может проходить в результате явления краснотомкости: нарушение сплошности происходит при интенсивной деформации сталей при температурах выше 1083 °С. В этом случае жидкая медь проникает к границам зерен аустенита и ослабляет их, что в конечном итоге приводит к образованию рванин и трещин.

Как правило, определение соединений цветных металлов затруднено, так как они выделяются в виде тонких плёнок по границам зёрен или находятся в окислительной, и требуется специальное изготовление образцов и оборудование (например, Оже - электронная спектроскопия, позволяющая проводить исследование на изломах образцов, разрушенных в вакууме).

Вредное влияние меди (Cu) устраняется введением в сталь никеля (Ni) и молибдена (Mo). Рекомендуемое соотношение Ni к Cu составляет 1:1.

В улучшаемых сталях бор употребляется как заменитель никеля и молибдена [2] – дорогих и временами дефицитных элементов. Присадка бора для улучшения прокаливаемости не должна превышать 0,007 %.

Рекомендуемое содержание цветных примесей отражено в табл. 1.

Интенсивное образование трещин может быть предотвращено вводом в расплав РЗМ, а также использованием качественных источников легирования и копрового лома с минимальным содержанием цветных примесей.

1. Исследование влияния цветных примесей на сортовом прокате (электросталеплавленное производство)

Дефект «чешуйчатость» первоначально был отмечен на сортовом прокате (сортамент: перекал 100×100 (из 150×150), сортовой круглый прокат d = 12 мм, арматура № 12 и 14) марок: 20, 10пс, А500С (приложение 1, рис. 1). Максимальная глубина дефектов в исследованных сечениях составила 0,80 мм. Микроструктура пред-

Таблица 1. Рекомендуемое содержание цветных примесей

Автор	Массовая доля элементов, %					Примечание
	Cu	Sn	Zn	Pb	Sb	
[1]	0,15-0,17	0,02				При пониженной концентрации олова данных нет
[2]	0,20	0,05				
[3]	Не указано	0,0006	0,018	0,0055	0,0038	Интенсивное трещинообразование предотвращается вводом РЗМ (Ce-0,06-0,08 %)
[4]	Не указано	0,0002-0,0015	0,0022-0,0073	0,0002-0,0010	0,0002-0,0008	$\Sigma(Pb+Bi+Sn+Sb+Zn) < 0,0065$

© Латышева Т.О., Попова Е.В., Вархалева Т.С., Гаврилова А.Г., 2012 г.

ставлена на рис. 2 (приложение 1).

Контрольная проверка цветных примесей показала, что содержание меди в плавках составляет 0,16-0,27 %, олова 0,011-0,28 %.

На плавках оценивали качество поверхности после переката заготовки 150x150 мм на квадрат 100x100 мм, а также в готовом прокате визуально и по результатам холодной осадки.

В итоге, для сортового проката из стали с повышенным содержанием меди (ГОСТ 1050-88, 10702-78) первоначально было введено ограничение по легкоплавким элементам, %: $Zn \leq 0,018$; $Pb \leq 0,012$; $Sn \leq 0,010$.

Позднее, на основе анализа уровня массовой доли легкоплавких элементов и качества сортового проката конструкционных марок стали по ГОСТ 1050-88 и ГОСТ 10702-78, ранее установленные нормы были скорректированы по массовой доле олова, свинца и цинка:

1) Сталь марок по ГОСТ 1050-88 и их аналоги: $Sn \leq 0,025$ %; $Pb \leq 0,012$ %; $Zn \leq 0,020$ %.

2) Сталь марок по ГОСТ 10702-78 и их аналоги: $Sn \leq 0,015$ %; $Pb \leq 0,010$ %; $Zn \leq 0,018$ %.

3) При массовой доле Sn , Pb или Zn более 0,10 % плавка снимается с производства.

2. Исследование влияния цветных примесей на листовом прокате (электросталеплавильное производство)

По результатам исследований сортового проката были определены характерные внешние и микроструктурные признаки дефекта, проведен статистический анализ влияния цветных примесей на качество поверхности готового проката и определены предельные содержания ЛЦП для различных марок стали.

Аналогичный анализ данных был проведен на листовом прокате марок 10ХСНД и D40S, 22ГЮ, А36 (толщина 6–40 мм). Контрольная проверка цветных примесей показала, что содержание меди в плавках составляет 0,243-0,470 %, олова 0,011-0,48 %. Внешний вид дефекта на горячекатаном прокате представлен на рис. 3 (приложение 1).

В результате микроисследований обнаружено, что на большинстве проб дефектом в разной степени поражены обе поверхности проката. Дефекты сопровождаются окалиной, диффузионными окислами, обезуглероживанием, сеткой окислов по границам зерен (рис. 4, приложение 1). Исследования на РЭМ выявили

Таблица 3. Анализ легкоплавких элементов

Проба	Массовая доля элементов, %					
	Медь (Cu)	Олово (Sn)	Цинк (Zn)	Свинец (Pb)	Сурьма (Sb)	Zn+Pb+Sn
50 (345) TYPE2	0,26	0,004	0,006	0,002	0,002	0,012
S235JR	0,33	0,003	0,0012	0,0010	0,002	0,0052



Рис. 1. Внешний вид дефекта на сортовом прокате

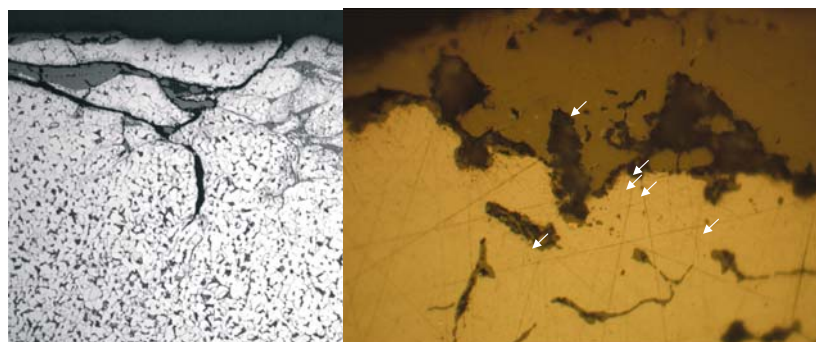


Рис. 2. Микроструктура по месту дефекта на сортовом прокате



Рис. 3. Внешний вид дефекта на верхней поверхности г/к проката

Таблица 2. Содержание цветных примесей в металле

Сортамент	Zn	Pb	Sn	Zn + Pb + Sn
	%, не более			
10-15ХСНД, 09Г2С	0,010	0,010	0,010	0,030

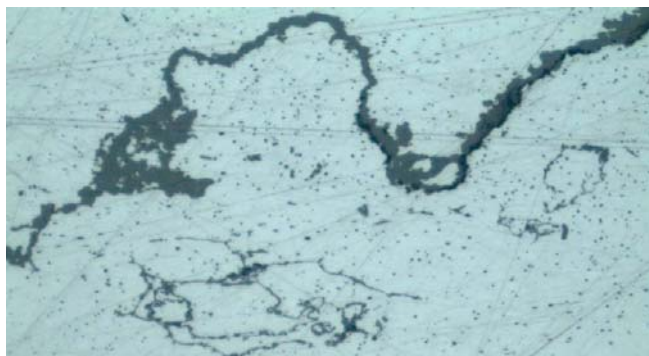


Рис. 4. Микроструктура по месту дефекта поверхности г/к проката стали марки А36

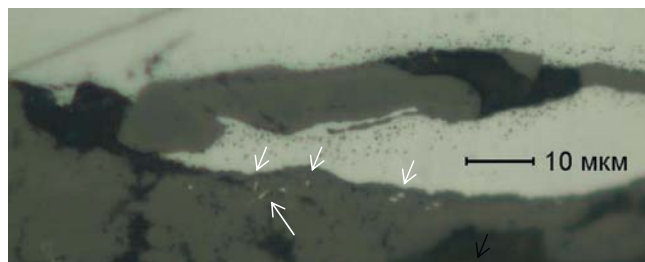


Рис. 5. Микроструктура по месту дефекта в поперечном сечении г/к проката стали марки А36

множественные скопления меди (58,61-64,9 %) и олова (3,22-4,65 %) на стенках и внутри несплошностей. Максимальная глубина дефекта в исследованных сечениях составила 0,93 мм.

Анализ технологии электросталеплавильного цеха показал отсутствие нарушений технологии подготовки и разлива стали на УНРС, отмечается более высокий средний уровень содержания меди (0,25 %) и суммарного содержания легкоплавких остаточных элементов (0,025 %) на прокате с отсортировкой относительно бездефектного проката - 0,19 и 0,020 %, соответственно.

Анализ нагрева в листопрокатном цехе среднее время нагрева плавок, отсортированных по дефекту, составило 4 ч 33 мин (информация по 7 плавкам), плавок без дефекта - 4 ч 32 мин. (информация по 18 плавкам). Нет оснований утверждать, что уровень отсортировки по рассматриваемому дефекту связан с особенностями нагрева в печах перед прокаткой.

Совместно с ЦНИИчермет (Москва) был выполнен статистический анализ влияния цветных примесей на качество готового листа марок 10-15ХСНД и 09Г2С.

После анализа статистических данных по отсортировке рекомендовано ограничить содержание цветных

примесей в металле следующими значениями (табл. 2).

3. Исследование влияния цветных примесей на листовом прокате (конвертерное производство)

В 2011 г. дефект «чешуйчатость» имел место на горячекатаном прокате конвертерного производства. Проводили исследование проб от горячекатаного проката стали марки 50 (345) TYPE2,S235JR. Результаты по анализу легкоплавких элементов представлены в табл. 3.

На основании анализов режимов нагрева также установлено, что появление дефекта не связано с особенностями нагрева в печах перед прокаткой сляба.

При зачистке слябов и последующей прокатке дефект также имел место, что указывает на отсутствие дефектов на слябах.

Статистика за 2010 г. на стане 2000 показала, что из прокатанных 60000 т разных сталей с содержанием меди более 0,20 % дефекта «чешуйчатость» не выявлено. При этом металл характеризовался остаточным содержанием никеля более 0,1 %, молибдена более 0,01 %. При повышенном содержании меди (0,25-0,26 %) вводилась присадка бора (0,0016-0,0025 %), что не привело к красноточности металла и соответствует литературным данным. Соответственно, в качестве заменителя никеля и молибдена можно применять бор (наиболее дешевый элемент). Рекомендуемое содержание бора в металле - 0,0008-0,0025 %.

Выводы

1. Прокат с высоким содержанием ЛЦП склонен к поверхностному дефекту «чешуйчатость».
2. Дефект «чешуйчатость» наблюдается как на сортовом, так и на листовом прокате.
3. На основании проведенных исследований ограничены пределы содержания ЛЦП для различных марок стали.
4. Вредное влияние меди в сочетании с ЛЦП устраняется введением Ni, Mo или B.

Библиографический список

1. Чижигов Ю.М. Прокатываемость стали и сплавов. - М.: Металлургиздат, 1961. - 451 с.
2. Гудремон Э. Специальные стали. В 2 т. Т.1. - М.: Металлургия, 1966. - 736 с.
3. Харчевников В.П., Бродецкий И.Л., Троцан А.И. и др. Влияние микропримесей цветных металлов на качество непрерывнолитой стали // Сталь. - 2001. - № 5 - С. 60-62.
4. Кислица В.В., Исаев О.Б., Носоченко О.В. Влияние примесей цветных металлов на качество непрерывнолитого сляба // Прогрессивные толстолистовые стали для газонефтепроводных труб большого диаметра и металлоконструкций ответственного назначения. Сб. докладов междунар. научн.о-техн. конф. «Азов-сталь - 2002». - 2002. - С. 20-21.



О выплавке и повышении качества рельсового металла

В статье рассмотрены требования к рельсовой стали, эксплуатируемой в условиях крайнего севера. Предложены основные направления модернизации предприятий производящих данный тип продукции. Библиогр.: 3 назв.

Ключевые слова: рельсовая сталь, повышение качества, низкосернистый чугуны

В РФ транспорт (особенно железнодорожный) является важнейшей составной частью производственной и социальной инфраструктуры. Однако сегодня развитие ж/д транспорта в нашей стране зависит от качества транспортного металла - рельс и колес, качество и долговечность которых необходимо срочно повышать. Работы в этом направлении ведутся.

Новый подготовленный стандарт на рельсы предусматривает увеличение категорий рельсов с 4 до 13. Экономическая ситуация, точнее целесообразность, заставляет железнодорожников отказываться от применения объемно закаленных рельсов Р65 и переходить к их использованию в зависимости от скорости движения - категория СС. Для магистралей Сибири, Урала и Крайнего Севера больше нужны рельсы повышенной хладостойкости и низкотемпературной надежности категорий НК и НЭ. Для выпуска таких изделий металлургии должны модернизировать свое производство, внедряя новые технологии, что естественно требует больших затрат. Повышение эксплуатационных характеристик рельсового металла неизбежно связано со снижением таких примесей, как сера и фосфор. Влияние серы на свойства стали связывают обычно с пределом растворимости в аустените ($[S] = 0,007\%$). Для качественных и высококачественных сталей считается достаточным ограничение содержания серы до 0,015-0,025 %. Однако, при эксплуатации металла в условиях высоких нагрузок, возникает необходимость снижения содержания серы до более низких пределов 0,01-0,001 %. Что касается хладноломкости и отпускной хрупкости стали, эксплуатируемой в экстремальных условиях низких температур Урала и Сибири, то ограничения содержания фосфора в стали, требуют его снижения до пределов 0,001-0,005 %, вместо 0,025-0,035 % в качественной стали. Рассмотрение технологических приемов, обеспечивающих получение в металле необходимых низких концентраций серы и фосфора, показывает, что получение металла с низкими значениями серы зависит от величины сульфидной или фосфидной емкости шлака и окислительного потенциала (PO_2) системы металл-шлак [1], так, в случае десульфурации имеем

$$\lg L_s = \lg(S)/[S] = \lg C_s + (2360/T) - 0,384 - \lg a(o), \quad (1)$$

где C_s – сульфидная емкость шлака; $a(o)$ – активность анионов кислорода в шлаке. В условиях кислородно-конвертерного процесса при содержании (FeO) 15-25 % и выше, окислительный потенциал системы составляет величины порядка $10^{-10} - 10^{-12}$ ат, и величина L_s составляет 0,3-0,4 [2]. Следовательно, перерабатывая чугуны с содержанием серы 0,035-0,040 % получить конечное содержание серы ниже 0,020-0,025% не возможно. Для получения низких значений серы необходимо снижать содержание серы в чугуне, что подтверждают расчеты, выполненные С.П. Бурмасовым [2]. При исходном содержании серы в чугуне 0,035-0,040 % минимальное содержание серы в металле, как показывают расчеты, при этих условиях составит 0,004-0,005 %, что не отвечает поставленной задаче (0,001-0,0015 %).

Следовательно, доменные цеха Новокузнецкого и Нижнетагильского комбинатов, должны искать пути эффективного получения низкосернистых чугунов, например, используя технологии внедоменной инъекционной десульфурации (введение гранулированного магния в сочетании с обработкой порошкообразной известью), или иные - приемлимые для этих заводов.

Окислительные условия сталеплавильных процессов (например, конвертерных) благоприятны для проведения дефосфорации. По данным [2] фосфатная емкость шлаковых систем CaO (до 50 %), FeO (до 25 %) и SiO_2 (до 25 %) оценивается величиной 10^{-20} ат, что обеспечивает при окислительном потенциале $Po_2 = 10^{-10} - 10^{-12}$ ат, величину $L_p = (P)/[P]$ от 100 до 200. Использование низкофосфористых чугунов позволяет получать стали с содержанием фосфора только до 0,01 %. Для выплавки стали с содержанием фосфора 0,001-0,0015 % требуются чугуны с содержанием фосфора менее 0,05 %. Для этого, например, дефосфорацию чугуна можно проводить по варианту [3].

Библиографический список

1. Казачков Е.А. Расчеты по теории металлургических процессов. - М.: Металлургия, 1988. – 288 с.
2. Бурмасов С.П. Технологические аспекты проблемы качества стали. Вестник ГОУ УГТУ-УПИ. - Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2002. – 156 с.
3. Туркдоган Е.Т. Инжекционная металлургия. - М.: Металлургия, 1990. - С. 10-44.

Оценка влияния двуокси кремния на различные свойства металлургических шлаков

В статье рассмотрено влияние содержания (SiO_2) в шлаке систем $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ и $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$ на его свойства. В частности, рассматривается поведение (SiO_2) в шлаке как поверхностно-активной примеси и её влияние на степень черноты, сульфидную ёмкость, вязкость, электропроводность. Библиогр.: 12 назв.

Ключевые слова: свойства шлака, поверхностно-активная примесь, степень черноты, сульфидную ёмкость, вязкость, электропроводность

Шлаки систем $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ и $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$ широко используются для внепечного рафинирования стали. Двуокись кремния в составе этих систем является поверхностно-активным компонентом, который оказывает заметное влияние на многие физические и химические свойства шлаков этих систем (серопоглощение, поверхностное натяжение, тепло - и температуропроводность, плотность, вязкость, температуру плавления, содержание кислорода в металле и др.) В работе [1] установлено, что оксид кремния в шлаках системы $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$, является поверхностно-активным компонентом, оказывает влияние на σ шлаковых расплавов. С ростом (SiO_2) в шлаке (в пределах от 10 до 30 вес. %) поверхностное натяжение σ шлаковых расплавов снижается. При этом концентрация SiO_2 в поверхностном слое шлака значительно отличается от объемной и достигает до 0,34 мол. %, тогда как его молярная доля в объеме этого расплава, в среднем в два раза меньше (0,1728 %). Фактически такое же распределение двуокси кремния между поверхностью и объемом установлено [2] - в расплаве CaO-SiO_2 - вблизи линии ликвидуса в глубине расплава $\text{NSiO}_2 = 0,38$ мол. %, а в поверхностном слое $\sim$ в 2 раза больше - $\text{NSiO}_2 = 0,72$ мол. %. Нами в работе [3] для шлака (45,7 % CaO , 45 % Al_2O_3 и 9,3 % SiO_2 и других составов), расчетным путем установлено заметное отличие в содержании SiO_2 , Al_2O_3 , CaO , в поверхностном слое шлаков от их содержания в объеме. Для указанного шлака, доля SiO_2 в объеме составила - 0,11 мол. %, в поверхности - 0,24 мол. %, т.е., в поверхностном слое концентрация SiO_2 в два раза выше, чем в объеме. Расчет поверхностных концентраций компонентов, для различных шлаков выполнен нами по методике [4] в рамках монослоя. Изучение влияния химического состава шлака на его радиационные характеристики [3] показало, что увеличение мольной доли SiO_2 за счет замены мольной доли Al_2O_3 в шлаке (при постоянной CaO) в пределах изменения SiO_2 в объеме от 0,06 до 0,22 мол. %, приводит и к изменению SiO_2 в поверхностном слое от 0,12 до 0,40 мол. %. Изменение состава шлака в объеме, а, соответственно, и в поверхностном слое, как показывают опытные данные, приводит к уменьшению интегральной степени черноты шлака. Снижение (SiO_2) от 20 до 41,15 % (вес. %), изученное в работе [5], подтверждает влияние (SiO_2) на радиационные характеристики изученных шлаков.

Найдек В.Л. и др. [6], изучая десульфуризирующие свойства шлаковых расплавов при ковшевом рафинировании конверторной стали, обратили внимание влияние SiO_2 в рафинировочных шлаках на сульфидную емкость C_s . Возрастание концентрации (SiO_2) в сталеплавильных рафинировочных шлаках приводит к снижению относительной активности ионов $\text{a}_{\text{O}^{2-}}$, а, следовательно, и величины сульфидной емкости C_s . Влияние оксида кремния на C_s подтверждается в работе [6]. В ней установлено, что рост (SiO_2) в шлаковой фазе с 10 до 15 % приводит к снижению сульфидной емкости рафинировочного шлака C_s с 0,03 до 0,01, т.е. в 3 раза. В [7], оценивая серопоглотительную способность металлургических шлаков C_s , показали, что десульфуризирующий потенциал шлаков определяется сочетанием интегральных критериев, таких как химический эквивалент Δe , показатель стехиометрии ρ , а также среднестатистическим зарядом связи катион-аниона $Z_{(k-a)}$. Указанные выше авторы, классифицируя серопоглотительную способность C_s промышленных шлаков через интегральные физико-химические критерии (Δe и ρ) установили диапазон изменения ρ ($0,55 \leq \rho \leq 0,97$), позволяющий оценить C_s . При этом обращает на себя внимание тот факт, что в области (зоне, названной и выделенной авторами) шлаков, предназначенных для глубокой десульфурации металлов, нет составов, содержащих (SiO_2). В других зонах составов (SiO_2) присутствует. Это еще раз подтверждает влияние (SiO_2) на структурно-чувствительные характеристики шлака (в данной работе - «оптическую основность» шлака, которая интерпретируется как «электронная донорная мощность» присутствующих в шлаке ионов кислорода), и которая в работе используется для оценки серопоглотительной способности шлаков.

В [8] установили сложное влияние добавок (SiO_2) на вязкость известково-глиноземистых шлаков при температуре 1600 °С и выше. При этом оказывается обессеривающая способность (ΔS) и минимальное содержание кислорода в металле $[O]$ повторяют довольно сложные кривые «вязкость – содержание SiO_2 в шлаке», что по мнению авторов [9], свидетельствует о тесной связи между вязкостью, полнотой удаления серы из металла - и содержанием (SiO_2) в шлаке.

В [10] установили, что возрастание SiO_2 в известково-глиноземистых шлаках (в пределах от 1 до 18 % при постоянной мольной доле CaO и при замене Al_2O_3 на SiO_2) приводит к росту температуры плавления шлака. В [11], изучая влияние различных добавок (в том числе и SiO_2) на электропроводность известково- глиноземистых шлаков установили, что увеличение содержания SiO_2 приводит в большей степени к снижению удельной электропроводности, чем даже ZrO_2 . Причина такого поведения удельной электропроводности, по мнению авторов, состоит в том, что несмотря на одинаковый заряд обоих катионов, они обладают разным энергетическим состоянием ионов Si^{4+} и Zr^{4+} . Эти ионы, хоть и имеют одинаковый заряд, но более чем в 2 раза отличаются по величине ионного радиуса (0,39 и 0,87Å). Это, в свою очередь, приводит к образованию разных комплексных ионов.

Повышение температуры способствует разрушению крупных комплексных ионов, и отклонению зависимости «электропроводность – $1/T$ » от прямолинейной. Поэтому, рост SiO_2 в расплаве приводит к более сильному отклонению этой зависимости от прямой, чем для ZrO_2 . По их данным введение SiO_2 в шлак (от 0 до 24 мол. %) оказывает влияние на его электросопротивление, т.е. на нагрев шлака. В работе [12], установлено влияние SiO_2 на тепло- и температуропроводность шлаков систем $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ и $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$. Рост SiO_2 в этих шлаках от 0 до 15 вес. % приводит к уменьшению величины тепло- и температуропроводности. Все это, вместе взятое, говорит о существенном влиянии SiO_2 в разных шлаках, на его физические и химические свойства.

Библиографический список

1. Магидсон И.А., Басов А.В., Смирнов Н.А. Поверхностное натяжение и адсорбция высокоизвестковых расплавов $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$. Тр. XIII российской конф. «Строение и свойства металлических и шлаковых расплавов», Екатеринбург, 2011, т. 3, с. 95-98.
2. Попель С.И., Сотников А.И., Бороненков В.Н. Теория металлургических процессов. - М.: Металлургия, 1986. - 463 с.
3. Журавлев А.А. Количественная оценка влияния химического состава объема и поверхностного слоя шлаков системы $\text{CaO-SiO}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ на радиационные характеристики. Тр. XIII российской конф. «Строение и свойства металлических и шлаковых расплавов», Екатеринбург, 2011, т. 3, с. 92-93.
4. Попель С.И., Павлов В.В., Залазинский А.Г. Номограммы для расчета поверхностного натяжения растворов. - Свердловск: УПИ, 1974. – 7 с.
5. Каиров Э.А., Матрюков Б.С., Кривандин В.А. Влияние химического состава расплавленного мартеновского шлака на его радиационные характеристики // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1970. - № 7. - С. 155-158.
6. Найдек В.Л., Мельник С.Г., Курпас В.И. Десульфуризирующие свойства активных шлаковых расплавов при полиреагентном ковшевом рафинировании конверторной стали. Тр. XIII российской конф. «Строение и свойства металлических и шлаковых расплавов», Екатеринбург, 2011, т. 3, с. 65-66.
7. Тогобицкая Д.Н., Пиптюк В.П., Ходотова Н. Е. и др. Оценка серопоглотительной способности металлургических шлаков. Тр. XIII российской конф. «Строение и свойства металлических и шлаковых расплавов», Екатеринбург, 2011, т. 4, с. 106-109.
8. Комельков В.К., Ширер Г.В., Воинов С.Г. и др. Вязкость известково-глиноземистых шлаков, содержащих окислы Si, Mg фтористый кальций / В сб. Теория металлургических процессов. ЦНИИМ. – М.: Металлургия, 1968. - Вып. 61. - С. 16-19.
9. Волосников М.И., Арзамасцев Е.И., Умрихин П.В. Исследование взаимодействия металла с синтетическими шлаками с повышенным содержанием двуокиси кремния. Дисс. на соискание уч. степ. канд. техн. наук. - Свердловск, 1974. – 179 с.
10. Евсеев Г.П., Синюкова Л.И., Филиппов А.Ф. Влияние добавок на температуру плавления шлаков системы $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-Me}_x\text{A}_y$ // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1966. - № 1. - С. 74-78.
11. Евсеев Г.П., Филиппов А.Ф. Влияние добавок на электропроводность фтористых и известково-глиноземистых шлаков. В сб. Физико-химические основы производства стали. - М.: Металлургия, 1968. - С. 76-82.
12. Журавлев А.А. Измерение теплофизических свойств шлаковых расплавов при высоких температурах. Тр. XIII российской конф. «Строение и свойства металлических и шлаковых расплавов», Екатеринбург, 2011, т. 3, с. 85-87.



УДК 669.187:66.046.581

Медовар Л.Б. /д.т.н./, Стовпченко А.П. /д.т.н./, Лисова О.В.

Институт электросварки им. Е.О. Патона НАНУ

Джианг Дж.

Северо-Восточный университет, Шеньян, Китай

Грищенко Ю.Н.

НМетАУ

Современные требования к процессу и шлакам электрошлакового переплава

В ответ на новые задачи по повышению чистоты и качества слитков ЭШП начаты работы по созданию эффективных составов шлаков. Сформулированы требования к шлакам и актуальные задачи по их совершенствованию. Приведены некоторые результаты экспериментальных исследований по разработке самопроизвольно рассыпающегося шлака для выплавки длинных полых слитков. Ил. 1. Табл. 1. Библиогр.: 13 назв.

Ключевые слова: шлак, свойства, электрошлаковый процесс - ЭШП, полый слиток

Solving the new tasks of increasing the purity and quality of the ESR ingots the creation of effective slag composition has been initiated. The demands to the slag and urgent tasks of its improving were formulated. There were given some results of the experimental research on the development of spontaneously disintegrating slag to melt long hollow ingots.

Keywords: slag, properties, electroslag process - ESR, hollow ingot

Введение

Металл электрошлакового переплава (ЭШП) сегодня широко востребован для изготовления ответственных и, особенно, крупных изделий для нефтехимии, атомной энергетики, металлургии.

Широкое внедрение средств внепечной металлургии стали обеспечило снижение содержания водорода, кислорода, серы и, в меньшей степени – азота, сведя на нет преимущество ЭШП по этим критериям. В то же время, именно благодаря успехам внепечной обработки пришло понимание того, что малая производительность плавки и скорость формирования слитка обеспечивает высокую плотность металла, ограничивает развитие ликвационных процессов, гарантирует высокий выход годного. Поэтому сегодня мы наблюдаем новую экспансию электрошлакового процесса. По всему миру строят печи для производства слитков из особо качественных и высоколегированных сталей и сплавов и для крупных поковок.

Основные технологические возможности и ограничения процесса

Попробуем суммировать известные характерные черты процесса ЭШП и выполняемые шлаком функции, обеспечивающие преимущества и ограничения технологии и качественные показатели выплавляемых слитков.

Все нижесказанное в полной мере будет относиться к традиционному процессу ЭШП, о котором написано немало монографий и статей, среди которых фундаментальные труды [1-3] и, в разной мере, - к новым его новым усовершенствованным вариантам.

ЭШП не стоял на месте. Чтобы соответствовать новым требованиям по содержанию газов в 1980–1990 гг. компанией ALD был разработан ЭШП в закрытой камере под давлением (PESR), а также в защитной атмосфере (IESR) и в вакууме (VAC-ESR) [4-6]. Процесс продолжали совершенствовать и в 1990–2000 гг., в результате чего появились две принципиально новых модификации: ЭШП ЖМ (электрошлаковый процесс с использованием жидкого металла) [7-9] и ESRR® [10] (электрошлаковый скоростной переплав), направленные на повышение конкурентоспособности процесса за счет расширения его технологических возможностей, снижения себестоимости, повышения производительности. Большие возможности в производстве крупнотоннажных слитков ЭШП открываются благодаря применению электрошлакового процесса с использованием коротких токоподводящих кристаллизаторов и жидкого металла (ЭШП/ЭШН ЖМ), что позволяет отказаться от изготовления расходных электродов и, тем самым, значительно удешевить металл ЭШП.

Итак, общим для всех вариантов организации процесса, является наличие шлаковой ванны. В слое шлака происходит выделение тепла, необходимого для расплавления расходного электрода. Шлаковая ванна обеспечивает в комплексе с технологическими факторами постоянную, длительную и регулируемую подачу тепла. Это позволяет управлять формированием слитка (особенно в новых модификациях процесса), обеспечивая равномерность структуры, отсутствие усадочных и осевых дефектов, уменьшение зональной ликвации слитка. Высокое металлургическое качество крупных слитков ЭШП увеличивает выход годного как минимум на треть в сравнении со слитками, отлитыми в форму.

Общим для всех вариантов процесса является и то, что и плавка и формирование слитка ведется в медном водоохлаждаемом кристаллизаторе без огнеупорной футеровки, что исключает загрязнение металла продуктами ее разрушения.

© Медовар Л.Б., Стовпченко А.П., Лисова О.В., Джианг Дж., Грищенко Ю.Н., 2012 г.

В зависимости от поставленных целей, марочного состава стали и сплавов электрошлаковый процесс может быть проведен при давлении равном атмосферному, больше или меньше его. Наиболее распространенным для выплавки сложных и ответственных сталей является вариант процесса ЭШП при нормальном давлении, но в защитной атмосфере (аргоне), что позволяет сократить содержание вредных газов в металле слитка.

Температура металла при переплаве стали и сплавов на основе железа находится на уровне 1600-1700 °С. Температура плавления шлака обычно ниже, поскольку необходимо, чтобы вязкость шлакового расплава приближалась к вязкости металла для исключения образования взвешенных частиц металла и обеспечения активного взаимодействия расплавов.

Шлак является средой, обеспечивающей рафинирование, улучшение или сохранение неизменным химического и фазового состава металла. Расходуемый электрод, изготовленный с применением современных средств внепечной обработки, обычно имеет заданный и довольно стабильный состав по его длине. Плавление его идет постепенно в капельном режиме, и взаимодействие металла со шлаком имеет весьма развитую поверхность.

Вне зависимости от содержания в исходном металле, в процессе ЭШП практически не удаляются фосфор, цветные металлы и азот.

При содержании в расходуемом электроде серы в сотых долях процента ее концентрация в слитке снижается на порядок, а при содержании серы в тысячных долях процента удаления ее может и не происходить.

Общее содержание кислорода при плавке на воздухе обычно составляет не менее 15-30 ppm. Оно может быть уменьшено за счет диффузионного раскисления активными металлами (алюминием, кальцием [11]) через шлак.

Снижения содержания азота обычно не происходит. Изоляция плавильного пространства от контакта с атмосферой может способствовать сохранению достигнутого в электроде содержания азота. Возможно и намеренное легирование металла азотом из газовой фазы, в том числе с применением специальных приемов - дугошлакового режима переплава [12].

Особенности процесса таковы, что использование раскислительной способности углерода и проведение обезуглероживания расплава требуют больших ухищрений, а полученный результат трудно контролировать.

Современные стали и сплавы часто содержат элементы, которые могут иметь высокое давление паров при температурах ЭШП, способны окисляться или образовывать летучие соединения.

Корректировка состава металла слитка вводом легирующих добавок сверх их содержания в расходуемом электроде возможна, однако нежелательна ввиду сложностей контроля их усвоения. Обычно ограничиваются присадкой в шлаковую ванну добавок элементов-раскислителей или использованием электрода-спутника из мастерсплава.

Шлак образует на поверхности формируемого слитка слой гарнисажа, который предохраняет поверхность от окисления. При правильно подобранном режиме переплава слиток имеет поверхность, позволяющую прокатывать или ковать его без дополнительной зачистки.

Анализ современной практики работы печей ЭШП, результатов теоретических и экспериментальных исследований (в том числе собственных) электрошлакового процесса позволил выделить требования к шлакам, выполнение которых позволит улучшить качество металла слитков и экономичность современных процессов ЭШП.

Требования к шлакам современных процессов ЭШП

Сегодня шлак должен обеспечить не столько рафинирование металла (кстати, одно из названий процесса в англоязычной литературе так и звучало – электрошлаковое рафинирование) путем снижения содержания примесей, сколько сохранение химического состава металла и предотвращение потерь легирующих элементов. С учетом современных достижений внепечной обработки жидкого металла требования к рафинирующей способности шлака ЭШП могут быть существенно снижены.

Следовательно, шлак должен обладать достаточной (с учетом степени чистоты исходного жидкого металла) рафинирующей способностью для наиболее полного удаления из металла серы, газов и неметаллических включений и служить надежной преградой для перехода из атмосферы в металлическую ванну кислорода, азота и водорода.

Шлак должен иметь:

- оптимальное электрическое сопротивление, обеспечивающее выделение достаточного количества теплоты в шлаковой ванне;
- малую вязкость, незначительно повышающуюся с уменьшением температуры, высокое межфазное натяжение на границе с металлическим расплавом и минимальное на границе с неметаллическими включениями;
- стабильный состав, который в условиях существенного перегрева его над температурой ликвидус не изменялся бы на протяжении весьма длительного времени плавки (десятки и сотни часов) или мог быть легко скорректирован;
- низкое исходное содержание водорода (должно быть обеспечено технологией плавки во флюсоплавильной печи вне зависимости от влажности исходной шихты и воздуха, степени восстановления и науглероживания

расплава углеродом) и отсутствие кристаллизационной и адсорбированной влаги.

Образуемый на поверхности слитка шлаковый гарнисаж должен:

- иметь небольшую толщину (1-3 мм), поскольку ее увеличение снижает теплоотдачу от слитка и увеличивает расход шлака;
- быть плотным и иметь хорошую адгезию к металлу вплоть до температур конца процесса замедленного остывания слитка, чтобы изолировать поверхность слитка от окисления и образования окалины при длительном контакте формируемого слитка с атмосферой;
- легко облущиваться после остывания слитка или распадаться в порошок.

Все эти требования на практике зачастую противоречат друг другу, и создать шлаки, которые полностью им отвечают, довольно трудно. Тем не менее, в каждом конкретном случае можно подобрать такой шлак, который будет отвечать наиболее важным требованиям.

Причины для изменения STATUS QUO в сортаменте шлаков для ЭШП

По-нашему мнению, необходима дальнейшая специализация флюсов применительно к переплавляемым материалам и схемам переплава для увеличения экономичности и технологичности процесса электрошлакового переплава. С нашей точки зрения перед разработчиками новых шлаковых композиций сегодня стоят следующие актуальные задачи:

1. В последние годы увеличиваются объёмы производства слитков ЭШП, выплавляемых в подвижных относительно слитка кристаллизаторах. Это вызывает необходимость применения шлаков, затвердевающих в относительно широком диапазоне температур, что для фторидного шлака достигается добавкой в него кислых окислов (чаще всего, кремнезёма). Однако для сталей, содержащих алюминий и титан, такие флюсы малопригодны из-за обменных реакций, в результате которых сталь насыщается избыточным количеством кремния, а свойства флюса существенно меняются из-за увеличения в нём содержания оксида алюминия и/или титана. Необходима разработка новых технологичных шлаков, содержащих TiO_2 , ZrO_2 или другие добавки.

2. В связи с расширением применения сталей и сплавов с большим содержанием легирующих элементов, снижающих температуру солидуса сплава, а также для электрошлаковых технологий с использованием жидкого металла, необходима разработка флюсов с пониженным (на 100-200 °C ниже солидуса) температурным интервалом плавления. Легкоплавкие шлаки ($T_{пл} = 1150-1300$ °C) обычно представляют собой эвтектики, как правило, четырех- или пятикомпонентных оксидно-фторидных систем, реже - солевые композиции. Применение таких шлаков способствует уменьшению удельного расхода электроэнергии и уменьшению тепловложения в ходе процесса, поскольку позволит снизить перегрев металла над температурой ликвидус. Последнее является залогом улучшения структуры формирующегося слитка за счет ускорения затвердевания.

3. Требование экологичности и снижения стоимости флюсов ЭШП при сохранении их технологичности вызывает необходимость создания флюсов с низким содержанием фторидов и безфторидных флюсов. Сегодня создано несколько шлаков с минимальным содержанием фторида кальция, однако они имеют слишком высокую температуру плавления, что ведет к ухудшению их транспортных свойств и высокому расходу электроэнергии при их применении.

4. Весьма актуальным становится создание составов шлака с минимальной водородопроницаемостью, чтобы обеспечивать содержание водорода в стали менее 0,5-1,0 ppm при плавке без использования защитной камеры, наличие которой усложняет конструкцию печи и ее эксплуатацию.

5. Расширение объёмов и сортамента производства полых слитков ЭШП требует разработки флюсов ЭШП с лёгкой отделимостью затвердевшего шлакового гарнисажа от внутренней поверхности длинномерных полых слитков. Вариант решения этой задачи приведен ниже.

Саморассыпающийся шлак для производства полых слитков

Процесс ЭШП полых слитков с использованием этих шлаков широко опробован для производства труб и оболочек различной массы с разной толщиной стенки. Однако, одной из нерешенных проблем в производстве полых слитков является удаление гарнисажа с внутренней поверхности слитка, что становится особенно сложным при выплавке длинных труб с отверстием небольшой толщины [13]. При высокой адгезии к металлу и механической прочности удаление гарнисажа требует значительных затрат труда.

В этой связи, внимание было обращено на известный эффект саморассыпания, т.н. белого шлака, широко используемого в процессах внепечной обработки. Такой шлак имеет хорошую способность к рафинированию металла и ассимиляции неметаллических включений. Известно, что при медленном охлаждении белых шлаков при температуре ниже 525 °C происходит полиморфное превращение $P-2CaOSiO_2$ в $Y-2CaOSiO_2$, сопровождающееся увеличением объема, примерно, на 10 %, что приводит к распаду и самопроизвольному превращению кусков шлака в порошок. Такой распад обычно наблюдается при содержании оксида кальция в шлаках, превышающем 44-46 %. Однако, важным условием является и низкое содержание в шлаке окислов железа и марганца.

Представляло интерес исследовать реальные условия получения белого шлака при внепечной обработке колесной стали в 100 т LF/VD.

Рафинирующий шлак наводили (как это и принято в практике внепечной обработки) присадками в ковш на зеркало металла порошкообразной извести. Химический состав шлаков, отобранных в ходе проведения

Таблица. Химический состав шлаков внепечной обработки колесной стали

№ плавки	Место отбора	Химический состав шлака, %						В ¹ , ед.	a _o , ppm	Примечание
		CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	FeO	MnO	S			
1. Сравнительная	Печь ковш	н.о.	н.о.	н.о.	3,75	1,10	0,60		24,1	 Черный
	Вакууматор	61,6	23,0	6,53	1,30	0,40	0,79	2,68	4,8	 Светлый, не рассыпается
2	Печь-ковш	н.о.	н.о.	н.о.	1,10	0,77	0,66		н.о.	Светлый, ноздреватый не рассыпается
	Печь-ковш после ввода 16 кг Al 99% и вакуумирования	57,3	26,0	3,98	1,00	0,40	0,77	2,20	н.о.	 Белый, рассыпается
3	Печь-ковш до ввода присадок	н.о.	н.о.	2,79	5,60	3,38	0,14		н.о.	Черный, плотный
	Печь-ковш после ввода 40 кг Al сплава	н.о.	н.о.	3,88	3,50	1,46	0,15		25,4	Темный, не рассыпается
	Вакууматор	57,3	26,6	6,42	1,10	0,52	0,46	2,15	3,8	Желтоватый, рассыпается
4	Печь-ковш до ввода присадок	н.о.	н.о.	4,0	2,50	0,73	0,67		н.о.	Светлый, не рассыпается
	Печь-ковш, после ввода 60 кг Al сплава	н.о.	н.о.	5,75	2,00	0,69	0,72		22,2	Светлый, рассыпается слабо
	Вакууматор	58,0	23,7	7,10	0,80	0,25	0,66	2,45	4,7	Белый, рассыпается

¹ Основность

опытных плавков колесной стали с раскислением шлаков на ковше-печи приведен в таблице.

Расход извести составил 10-15 кг/т стали, плавикового шпата 1-5 кг/т стали. На сравнительной плавке после печи-ковша шлак имел высокое содержание оксидов железа и марганца. После вакуумной обработки металла без ввода раскислителей шлак стал светлым, но не рассыпался, что свидетельствует о неполном его раскислении даже в процессе вакуумирования. Для более глубокого раскисления рафинировочного шлака использовали порошкообразный алюминий или его вторичный сплав. Вводом присадок раскислителей показано, что снижение окисленности шлака приводит к изменению его цвета - получили рассыпающийся шлак от желтоватого до белого цвета. Основность шлака по окончании обработки была не более 2,5 и содержание FeO+MnO – не более 3 %.

При составлении композиции саморассыпающегося шлака для ЭШП учитывали, что существенными являются электропроводность и вязкость. Поэтому было принято решение опробовать состав с большим содержанием фторида кальция (для повышения электропроводности) и несколько более высоким содержанием оксида алюминия. Анализ известных шлаков ЭШП показал, что подобные соотношения могут быть получены на основе шлака АНФ-29, величины электропроводности и вязкости которого известны. Более того, этот шлак хорошо зарекомендовал себя при выплавке полых слитков.

Плавку шлака осуществляли во флюсоплавильной печи в графитовом тигле из сырых прокаленных компонентов. Полученный шлак после остывания рассыпался в порошок. Аналогичное поведение шлак демонстрировал и после выплавки сплошного слитка диаметром 920 мм (длительность плавки 5 ч).

Новый шлак не требует усилия для его удаления и обеспечивает хорошее качество поверхности. Слиток



Рисунок. Внешний вид остывшего шлака в кристаллизаторе диаметром 920 мм после выплавки слитка

пригоден к деформации (прокаткой, ковкой) без дополнительной подготовки поверхности, что существенно повышает технологичность и экономичность производства полых слитков.

Дальнейшие исследования допустимых пределов содержания компонентов, при котором обеспечивается стабильный эффект саморассыпания, физических свойств и технологичности шлака при выплавке полых слитков продолжаются.

Заключение

Анализ современной практики работы печей ЭШП, результатов теоретических и экспериментальных исследований позволил выделить требования к шлакам, выполнение которых позволит улучшить качество металла слитков и экономичность современных процессов ЭШП.

Сформулированы основные проблемы, стоящие перед разработчиками шлаков, это создание шлаков: - затвердевающих в относительно широком диапазоне температур; - с пониженным (на 100-2000 °С ниже солидуса) температурным интервалом плавления; - мало- и безфтористых композиций; - с лёгкой отделимостью гарнисажа.

Разработан состав шлака для полых слитков, который обеспечивает качественную поверхность и самопроизвольно рассыпается после остывания.

Библиографический список

1. Латаш Ю.В., Медовар Б.И. Электрошлаковый переплав. - М.: Металлургия, 1970. - 240 с.
2. Качество электрошлакового металла: монография / Б.И. Медовар, А. К. Цыкуленко, Д. М. Дяченко. - К.: Наукова думка, 1990. - 312 с
3. Патон Б.Е., Медовар Б.И. Электрошлаковый металл // К.: Наукова думка, 1981. - 680 с.
4. R Schneider et al, 'Pressure-Electro-Slag-Remelting (PESR) for the production of nitrogen alloyed steels', Proc. 5th Int. Conf. on Tooling, Leoben, Austria (1999), p. 265.
5. <http://web.ald-vt.de/cms/?id=61>
6. Franz H. Vacuum melting, remelting and casting MILLENNIUM STEEL 2006 117-121.
7. Л.Б. Медовар, А.П. Стовпченко, Б.Б. Федоровский, Г.В. Нощенко О возможности совмещения ЭШП и непрерывной разливки при получении полых слитков// Электрометаллургия. - № 7. - 2011. - С. 2-6.
8. Л.Б. Медовар, А.П. Стовпченко, В.Я. Саенко и др. Концепция универсальной печи ЭШП для производства крупных слитков // Электрометаллургия. - № 11. - 2010. - С. 12-18.
9. Medovar B.I., Saenko V.Ja., Grigorenko G.M et. al / Arc-slag remelting of steel and alloys //Cambridge International Science Publishing. 1996, 160 p.
10. Alghisi D., Milano M., Pazienc L. From ESR to continuous CC-ESRR process: development in remelting technology towards better products and productivity// La metallurgia italiana. - № 1. - 2005. - С. 22-32.
11. Рябцев, А.Д., Троянский А.А. Электрошлаковый переплав металлов и сплавов под флюсами с активными добавками в печах камерного типа /А.Д. Рябцев, А.А. Троянский // Электрометаллургия. - 2005. - № 4. - С. 25-31.
12. Медовар Б.И., Федоровский Б.Б., Цыкуленко К.А. и др. Электрошлаковая выплавка длинномерных полых слитков со сменой электродов // Проблемы специальной электрометаллургии. - 1988. - № 3. - С. 32-34.
13. Электрошлаковая отливка заготовок корпусов двухчервячных грануляторов / Медовар Б.И., Тимашов Г.А., Федоровский Б.Б. и др. // Проблемы специальной электрометаллургии. - 1979. - Вып. 11. - С. 41-43.



Научно-технический и производственный журнал
"МЕТАЛЛУРГИЧЕСКАЯ И ГОРНОРУДНАЯ ПРОМЫШЛЕННОСТЬ"

Единственное в Украине специализированное издание, освещающее все проблемы горно-металлургического комплекса!

Продолжается подписка на журнал
"МЕТАЛЛУРГИЧЕСКАЯ И ГОРНОРУДНАЯ ПРОМЫШЛЕННОСТЬ" на 2012 г.

Стоимость 1 экз. журнала - 400 грн.; 1 комплекта на год - 2400 грн.

Стоимость эл. варианта на год - 1440 грн.

Индекс в каталоге "Укрпочта", "Роспечать" 74311

Подписаться можно в редакции, перечислив на
р/с ООО "Укрметаллургиформ "НТА" необходимую сумму

Контактный телефон (факс) 0562-46-12-95, 056-744-81-66

На сайте metalljournal.com.ua - содержание последнего номера журнала с аннотацией на русском и английском языках

Журнал для тех, кто работает в металлургии и для металлургии !



Дорогий Олександр Григоровичу!

Вам, шановний Олександр Григоровичу, пощастило прийти до найстарішого й провідного вищого навчального закладу України - Дніпропетровського металургійного інституту (1969) в час революційних перетворень у теорії і практиці сталеплавильного виробництва і Ви стали їх учасником ще студентом.

Ставши науковцем (1974) і аспірантом (1975), Ви розробляли нові методи дослідження киснево-сталеплавильних процесів, одержали перший у своєму житті науковий ступінь - кандидата технічних наук (1979).

Любов до науки і прагнення до вдосконалення сталеплавильного виробництва дозволили Вам заснувати власний новий напрям - контроль і управління киснево-конвертерним процесом і позапічною обробкою сталі, довести до відома сталеплавильників країн СНД, Німеччини, Китаю, Швеції, Великої Британії, Хорватії, Польщі інформацію щодо Ваших перспективних досягнень у цій галузі, впровадити ці досягнення у вітчизняну металургію й водночас узагальнити ре-

зультати у докторській дисертації (1994).

Не відпочиваючи на лаврах, Ви створили могутній науковий колектив з розробки і впровадження у сталеплавильне виробництво фундаментальних основ нових технологій (1996-2006), які розповсюджено у вітчизняній металургії. Вони отримали визнання науковою спільнотою України, про що свідчить Ваше звання лауреата Державної премії України в галузі науки і техніки (2000), обрання Вас членом-кореспондентом Національної Академії наук України (2009), академіком Академії наук вищої школи (1995), академіком Академії інженерних наук (1999). Це дозволяє Вам у подальшому плідно працювати на науковій ниві.

Ставши асистентом (1975), а згодом доцентом (1981) і професором (1995) кафедри металургії сталі ДМетІ, Ви проявили неабиякий хист у навчанні і вихованні нового покоління інженерів-металургів. Ваші знання теорії і практики сталеплавильної справи завжди викликали повагу у студентської молоді. У неї з'являлося прагнення до самовдосконалення. Ваш досвід, викладений у науково-методичних розробках, був відзначений почесним званням «Заслужений працівник народної освіти України» (1999). Ваші підручники й навчальні посібники стали настільними книгами студентів і аспірантів завдяки своїй глибині і доступності у розумінні, набули поширення в Україні.

Ваші здібності до управління не залишилися непоміченими, і Ви пройшли всі східці адміністративної кар'єри: заступник декана (1984), декан (1988), відповідальний секретар приймальної комісії (1981), проректор з навчальної роботи (1996), перший проректор (1998) і, нарешті, одностайне обрання ректором (2001). На Дніпропетровщині Ви - голова ради ректорів при Голові Дніпропетровської обласної державної адміністрації.

Ви стояли біля витоків Державних стандартів вищої металургійної освіти, згодом очолили їх розробку у трьох редакціях. І сьогодні робите все можливе для їхньої відповідності вимогам часу. Завдяки цьому випускники академії користуються неабияким попитом на ринку праці.

Завдяки Вашій натхненній праці академія протягом кількох років займає найвищі сходинки у рейтингу вищих навчальних закладів UNESCO, «TOP-200» в Україні.

Ви багато зробили задля підвищення рівня вимогливості до дисертацій, що подаються до захисту. Плідно працюєте, будучи членом державної атестаційної комісії України, членом Державної акредитаційної комісії, членом колегії Державної інспекції навчальних закладів.

Ваша ініціативна робота як депутата міської Ради допомагає розвиватися нашому рідному Дніпропетровську, покращує життя його мешканців.

Свої знання, досвід, перспективні пропозиції, думки з науково-педагогічних питань Ви втілили у 4 монографіях, 5 підручниках і навчальних посібниках. Понад 600 статей і патентів на винаходи, що оприлюднено у вітчизняних і зарубіжних виданнях, є невичерпним джерелом знань для наступних поколінь.

Вітчизна гідно оцінила Ваш вагомий внесок у її розбудову, нагородивши Вас орденами: «За заслуги III ступеня» (2002) і «За заслуги II ступеня» (2007). Ви удостоєні відзнак голови обласної державної адміністрації «За вагомий внесок у розвиток Дніпропетровської області» (2011), голови Дніпропетровської обласної ради.

Ви - щасливий батько і дідусь і, незважаючи на ювілейний вік, повний сил і наснаги!
Бажаємо Вам здоров'я, щастя і подальших успіхів у Вашій плідній праці!

Рада трудового колективу Національної металургійної академії України
Дирекція ПАТ «Євраз-ДМЗ ім. Петровського»
Рада і редколегія журналу «Металлургическая и горнорудная промышленность»

Заспенко А.С., Мазов М.М., Чмырков К.Ф. Некоторые технологические итоги работы ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского» в 2011 году	1
Величко А.Г., Бойченко Б.М., Низяев К.Г., Стоянов А.Н., Герасименко В.Г., Бергеман Г.В., Заспенко А.С. Направления модернизации и технического обновления конвертерного производства стали	3
ДОМЕННОЕ ПРОИЗВОДСТВО	
Чистяков В.Г., Муха А.А., Панченко О.А., Нестеренко М.С., Долженко В.И. Исследование эффективности использования связующей добавки при производстве окискованного сырья	11
Ягольник М.В., Бойко М.М., Полякова Н.В., Вылупко Е.Е., Кривоносов С.А. Оценка качества железорудных брикетов, содержащих углерод	13
Ягольник М.В., Шмат К.В., Захарченко В.Н., Свириденко Ж.В. Механохимия в подготовке металлургического сырья	15
Ягольник М.В., Шмат К.В., Захарченко В.Н., Свириденко Ж.В. Обогащение железосодержащих отходов	17
Грес Л.П., Карпенко С.А., Макоткин В.В., Мазов М.М., Колдомасов С.В., Шепель А.В. Повышение энергоэффективности нагрева доменного дутья	19
Руденко Н.Р., Мусиенко К.А., Руденко Р.Н. Определение разрушающих нагрузок на гранулы агломерационной шихты в сыпавшемся и поднимающемся объемах	21
Дорогой Е.В., Попов Г.Н. Исследование склонности шихтовых материалов к гранулообразованию в зоне капельного орошения	24
Петрушов С.Н., Русанов И.Ф., Русанова Н.И., Масляков Е.А. Зажигание агломерационной шихты с использованием пылеугольного топлива	26
Тараканов А.К., Лялюк А.К., Костомаров А.С., Заспенко А.С., Колдомасов С.В. Возможности оптимизации параметров загрузки и дутья на доменной печи	28
Ковалев Д.А., Ванюкова Н.Д., Крикунов Б.П., Иванов С.А. Опытная доменная плавка с использованием железорудных самовосстанавливающихся окатышей, полученных на холодной связке	30
Кривоносов С.А., Мазов М.М., Грачев М.Ю., Марченко С.В. Использование железослюса в доменном производстве ПАО «ЕВРАЗ - ДМЗ им. Петровского»	32
Чернятевич А.Г., Крамарь Н.С., Крамарь В.С. Установка и методика высокотемпературного моделирования процессов в фурменной зоне доменной печи	34
СТАЛЕПЛАВИЛЬНОЕ ПРОИЗВОДСТВО	
Охотский В.Б. Хроника сталеплавильных инноваций завода (к 125-летию з-да им. Г.И. Петровского)	36
Охотский В.Б. Эволюция сталеплавильных технологий. Бесмерование	39
Молчанов Л.С., Низяев К.Г., Бойченко Б.М., Стоянов А.Н., Синегин Е.В., Заспенко А.С., Мазов М.М. Особенности десульфурации чугуна экзотермическими брикетами, содержащими оксид магния	42
Охотский В.Б. Эволюция сталеплавильных технологий. Конвертирование	45
Величко А.Г., Чернятевич А.Г., Сущенко А.В., Чернятевич И.В. Рациональные конструкции многосопловых наконечников для кислородно-конвертерных фурм	49
Харлашин П.С., Куземко Р.Д. Теплообмен и сопротивление при полете частицы в высокотемпературной зоне	53
Чернятевич А.Г., Пеклич М.М., Баранов А.А., Жеребюк В.В., Сигарев Е.Н., Сущенко А.В. Интенсификация продувки ванны 330-т конвертеров ОАО «НЛМК»	56
Сущенко А.В., Левченко В.И., Ситало А.А., Орличенко М.П., Котельников Л.А., Костыря И.Н. Совершенствование конструкции кислородной фурмы при работе с пониженным удельным расходом жидкого чугуна в шихте плавков в конвертерном цехе ПАО «МК «Азовсталь»	61
Богушевский В.С., Сущенко В.Ю., Зубова К.М., Жук С.В. Волнообразование в ванне конвертера как источник акустических колебаний выходных параметров	66
Бойченко Б.М., Низяев К.Г., Стоянов А.Н., Синегин Е.В., Молчанов Л.С., Заспенко А.С., Мазов М.М., Васильев Д.П., Чмырков К.Ф. Результаты отсечки первичного шлака в условиях конвертерного цеха ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»	71
Гичёв Ю.А., Бершадский А.И. Исследование характеристик газовой струи в системе газодинамической отсечки шлака при выпуске плавки из конвертеров	73
Гичёв Ю.А., Бершадский А.И. Охлаждающее действие газовой струи в сталевыпускном отверстии конвертера при газодинамической отсечке шлака	76
Гичёв Ю.А., Ступак М.Ю. Моделирование пульсационного сжигания топлива при сушке и разогреве сталеразливочных ковшей	79
Гичёв Ю.А., Ступак М.Ю. Эффективность теплообмена в процессах сушки и разогрева сталеразливочных ковшей	82
Величко А.Г., Молчанов Л.С., Низяев К.Г., Бойченко Б.М., Стоянов А.Н., Синегин Е.В., Онацкий С.М., Чмырков К.Ф. Разработка высокостойкой футеровки для кислородных конвертеров из композиционных огнеупорных материалов	84
Бойченко Б.М., Низяев К.Г., Стоянов А.Н., Синегин Е.В., Молчанов Л.С., Бергеман Г.В., Заспенко А.С. Исследования поляризации периклазоуглеродистых огнеупоров с целью повышения стойкости металлургических агрегатов	87
Протопопов Е.В., Герасименко И.П., Филиппенко С.А. Анализ методов расчета тепловых потерь кислородного конвертера для оптимизации технологии плавки	89
Заспенко А.С., Чмырков К.Ф., Кучеренко Н.А. Опыт использования датчиков компании Heraeus для определения химического анализа стали перед сливом в условиях ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского»	93
Журавлева С.В., Паниотов Ю.С., Мамешин В.С., Гриценко А.С. Особенности удаления примесей сталеплавильных ванн при их низкой начальной концентрации	96
Стовпченко А.П., Сокур Ю. И., Камкин В.П., Мазов М.М. Использование шлака взамен извести на доудвку с целью повышения стойкости футеровки конвертеров	99
Пройдак Ю.С., Камкина Л.В., Мешалкин А.П., Сокур Ю.И., Деревянченко И.В., Васильев Д.П. Применение известняка при выплавке стали. Опыт работы и предложения	102
Охотский В.Б. Эволюция сталеплавильных технологий. Мартенование	104
Охотский В.Б. Эволюция сталеплавильных технологий. Внепечные процессы	107
Гриценко А.С., Паниотов Ю.С., Мамешин В.С., Журавлева С.В. Особенности гидродинамики жидкой ванны при боковой продувке	110
Голуб И.В., Васильев Д.П. Совершенствование процессов внепечной обработки	112
Бойченко С.Б., Пройдак Ю.С., Стоянов А.Н. Изменение содержания водорода при непрерывной разливке высокопрочных сталей, выплавленных в дуговой электропечи	114
Найдек В.Л., Мельник С.Г., Курпас В.И., Ноговицын А.В., Носоченко О.В., Наривский А.В., Сычевский А.А. Полиреагентное рафинирование стали с применением активных шлаковых расплавов	118
Харлашин П.С., Яценко А.Н., Явойский А.В. Исследование кинетики растворения и удаления водорода из Fe-C расплавов	120
Охотский В.Б. Эволюция сталеплавильных технологий. Непрерывная разливка	122
Герасименко В.Г., Синегин Е.В., Касьян Г.И., Сирченко В.И., Чмырков К.Ф. Формирование непрерывнолитой заготовки при электрогидроимпульсном воздействии	124
Величко А.Г., Синегин Е.В., Бойченко Б.М., Герасименко В.Г., Молчанов Л.С., Чмырков К.Ф. Расчёт параметров физического моделирования процессов распределения индукторов в кристаллизаторе МНЛЗ	127
Фейлер С.В., Протопопов Е.В., Леонидов А.В. Исследование процессов течения металла при непрерывной разливке	130
Смирнов А.Н., Куберский С.В., Левит М.Б., Семирягин С.В. Физическое моделирование процесса динамического мягкого обжата непрерывнолитого сляба	133

Содержание

Паниотов Ю.С., Лысенко Т.И. Согласование работы агрегатов конвертерного цеха	136	Данченко В.Н., Колповский В.Н., Дрожжа П.В., Фролова М.А. Непрерывная прокатка труб с утонением концов	213
Смирнов А.Н., Куберский С.В. Некоторые особенности развития концепции металлургических микро-заводов в Украине	137	Василев Я.Д., Коноводов Д.В., Завгородний М.И., Замогильный Р.А., Самокиш А.Н. Определение контактных напряжений при холодной прокатке с учетом особенностей кинематики очага деформации	218
Охотский В.Б. Эволюция сталеплавильных технологий. Разливка в слитки	141	Кузьменко С.В., Панюшкин Н.Е., Панюшкин Е.Н., Коваленко Ю.В., Кондратьев С.В. Особенности настройки станков непрерывной прокатки труб и извлечения свободноплавающих оправок	223
Заспенко А.С., Онацкий С.М., Шибко А.В., Охотский В.Б., Лымарь Р.В. Эволюция производства стального слитка промежуточных структур	143	Леднянский О.Ф., Федорова М.В., Бондаренко О.В., Андреев В.В. Дослідження зварюваності листових зразків зі сплаву 01570	227
Смирнов А.Н., Максеев Е.Н., Куберский С.В., Довгалюк Г.Я. Влияние технологических параметров разлива на качество поверхности непрерывнолитых слэбов	145	Стасовский Ю.Н., Гаврюшов А.А. Современный уровень техники и технологии для производства труб волочением на короткой закреплённой оправке	230
Рудюк А.С., Азаркевич А.А., Гахеладзе Г.С., Левченко В.И., Солонярь Р.А., Костыря И.Н., Володарский В.В. Повышение качества железнодорожных рельсов производства ПАО «МК «Азовсталь»	149	Ерёмин А.О., Панасенко И.В. Реализация современного способа сжигания топлива в печах прокатного производства	236
Перетятко В.Н., Дорофеев В.В., Добрянский А.В. Технология прокатки рельсового профиля из стали 08Х18Н10Т	151	Гичёв Ю.А. Экспериментальное сравнение процессов обжига известняка при непрерывной и периодической подаче газа-теплоносителя	240
Дементьев В.П., Протопопов Е.В., Фейлер С.В., Леонидов А.В. Сопоставительное исследование характеристик железнодорожных рельсов фирмы «Nippon Steel Corporation» (Япония) и рельсов производства ОАО «ЕВРАЗ Объединенный Западно-Сибирский металлургический комбинат» (Россия)	153	Беспалько В.Н., Губенко С.И., Жиленкова Е.В., Балева А.Е. Влияние боридных фаз на механические характеристики высокохромистой стали с бором, предназначенной для атомной энергетики	243
Титова Т.М., Титова Е.С., Бялик Г.А. Переработка биметаллических материалов и отходов в вакууме	157	Губенко С.И. Влияние сульфидных включений на образование микроразрывов водородного происхождения в колесной и рельсовой сталях	247
Юрьев А.Б., Школлер М.Б., Протопопов Е.В., Ганзер Л.А. О перспективах производства синтетических топлив на интегрированном металлургическом предприятии	159	Куцова В.З., Миронова Т.М. Влияние карбидных превращений на технологическую пластичность сталей карбидного класса и белых чугунов	251
Пантейков С.П., Несвет В.В., Учитель Л.М., Ситало А.А., Ивко В.В., Мощный В.В. Использование в конвертерном цехе ОАО «Днепропетровский металлургический комбинат им. Ф.Э. Дзержинского» сварных конструкций фурменных головок с усовершенствованной системой охлаждения наконечников	162	Куцова В.З., Ковзель М.А., Гребенёва А.В., Горна І.Д. Вплив ізотермічного гартування на механічні властивості високохромистих сплавів	255
ОБРАБОТКА МЕТАЛЛОВ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ		Куцова В.З., Котова Т.В., Путнокі О.Ю., Іванченко В.Г. Особливості формування структури та властивостей низьковуглецевого тонколистового прокату	261
Тумко А.Н. Формирование структуры и свойств ледебуритных сталей в многооперационных процессах горячей деформации	165	Погребная Н.Э. Причины склонности к перегреву металлопроката из конструкционных строительных сталей	265
Краев М.В., Кравченко А.А., Чухлеб В.Л. Проектирование штампа для резки фасонного проката на пресс-ножницах	170	Федоркова Н.Н. Исследование структуры и свойств катанки из стали 23Г2А после внепечной обработки различными титансодержащими добавками	268
Панченко А.И., Касьян С.А., Лоза В.В., Торопова Ж.А., Яковичский А.В. Использование скрапа в качестве альтернативного шихтового материала при выплавке сортовой электростали	173	Чуванов А.П., Распопова Ю.А., Сахно К.И. Формирование центров обеспечения качества в условиях конвертерного цеха	272
Мельник С.Г., Троцан А.И., Белов Б.Ф., Онищенко А.А. Раскисление конвертерной стали ферроалюминием	177	Салей А.А., Пескова Н.П., Козырь И.В. Изучение влияния отходов горно-металлургического комплекса на формирование минералогического состава барийсодержащих клинкеров и свойства цементов с их применением	274
Краев М.В., Самсоненко А.А., Головки А.Н., Андреев В.В., Ремез О.А. Теоретическое исследование прокатки швеллеров со сниженной температурой нагрева заготовок в условиях стана 550 ПАО «ЕВРАЗ-ДМЗ им. Петровского»	179	Ефременко В.Г., Левченко В.И., Ситало А.А., Кошулэ І.М., Курпе А.Г., Труфанова О.И., Луценко Т.Н. Качественные мелющие шары – ГОКАМ Украины	277
Тубольцев А.Г. Кинематические и энергосиловые параметры процесса прокатки швеллера в универсальном калибре	183	Петрищев А.С. Утилизация железа и тугоплавких легирующих элементов из техногенных металлооксидных отходов	280
Ремез О.А., Самсоненко А.А., Андреев В.В., Краев М.В. Исследование износа черновой группы калибров рельсобалочного стана 800 ПАО «ЕВРАЗ – ДМЗ им. Петровского» при прокатке крановых рельсов	187	Тищенко П.И., Тищенко А.П., Тимошенко С.Н., Фридман М.А. Подовый электрод дуговой печи постоянного тока	282
Стасовский Ю.Н. Производство проката в Украине: состояние, проблемы, перспективы	191	Панченко А.И., Тумко А.Н., Логозинский И.Н., Сальников А.С., Левин Б.А. Совмещение прокатки и термической обработки специальных сталей в условиях ПАО «Днепро-спецсталь»	284
Сацкий В.А., Молчанов А.И., Путнокі А.Ю., Симененко О.В., Мовшович В.С., Мацко С.В., Тилик В.Т. Влияние натяжения на формирование ширины полосы при прокатке в чистой группе клетей широкополосного стана 1680	200	Осколкова Т.Н. Разработка способов поверхностного упрочнения твёрдосплавного волоочильного инструмента	289
Полещук В.М., Бровкин В.Л., Кривченко Ю.С. Перспективы совершенствования совмещенных процессов разлива-прокатки при производстве длинного проката	204	Латышева Т.О., Попова Е.В., Вархалева Т.С., Гаврилова А.Г. Влияние цветных примесных элементов на качество проката	291
Бровкин В.Л., Дорошенко Т.В. Разработка малогабаритных устройств для межклетьевого охлаждения сортового проката	206	Журавлев А.А. О выплавке и повышении качества рельсового металла	294
Фролов Я.В., Головки А.Н., Нюрнбергер Ф., Греци Т. Анализ параметров водо-воздушного спрейерного охлаждения металла в интегрированных технологических процессах	208	Журавлев А.А. Оценка влияния двуокиси кремния на различные свойства металлургических шлаков	295
		Медовар Л.Б., Стовпченко А.П., Лисова О.В., Джианг Дж., Грищенко Ю.Н. Современные требования к процессу и шлаком электрошлакового переплава	297
		До 60-річчя з дня народження Олександра Григоровича Величка	302