

РОЗДІЛ «МЕТАЛУРГІЯ. ПРОКАТНЕ ВИРОБНИЦТВО»

УДК 669.184

КУЛИК А.Д., к.т.н., доцент
КАЩЕЕВ М.А., к.т.н., доцент
ПОХВАЛИТЪЙ А.А., ассистент

Днепродзержинский государственный технический университет

О ТЕХНИЧЕСКОМ ОСНАЩЕНИИ ДВУХ КОНКУРИРУЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЙ И НАЗРЕВШИХ НАПРАВЛЕНИЯХ РАЗВИТИЯ КОНВЕРТЕРНОГО ПЕРЕДЕЛА (В ПОРЯДКЕ ОБСУЖДЕНИЯ)

Введение. Ранее [1, 2] была обоснована необходимость увеличения рафинировочного потенциала конвертерной технологии путем освоения двухшлаковой (второй шлак – белый, неокисленный) технологии. Выдвинуты следующие положения:

- последние десятилетия характеризуются повышенными темпами роста СП передела (рис.1), обусловленными высоким СПРОСОМ на стальную продукцию; в 80-ые годы конвертер и дуговая сталеплавильная печь (ДСП) преобразованы [3] в агрегаты для производства полупродукта; при этом конвертер продолжал оставаться агрегатом с одношлаковой технологией, а технология в ДСП постепенно трансформировалась из двухшлакового в одношлаковый процесс [2];
- на смену эпохе СПРОСА пришла эпоха ЦЕНЫ на сталь [4];

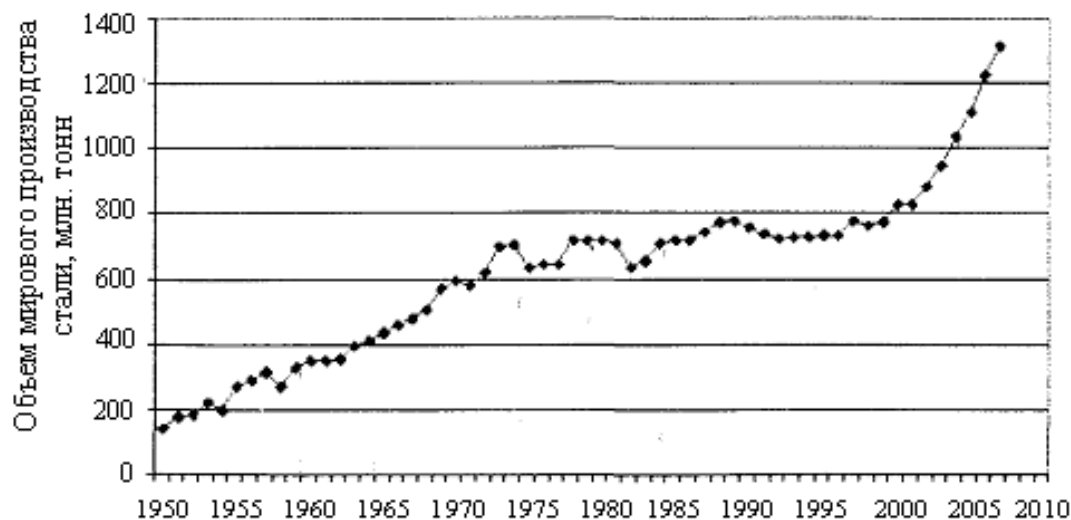


Рисунок 1– Увеличение мирового производства стали согласно [5]

- конвертерный агрегат продолжает оставаться ЛИДЕРОМ по простоте устройства и по быстрдействию протекающих в нем процессов, но его потенциал особенно для агрегатов большой единичной мощности еще не исчерпан;
- несмотря на меньшие объемы производства, электродуговой переплав (ЭДП) укрепил свое лидерство не только более широким сортаментом (практически весь спектр легированных сталей, что было всегда его прерогативой) и многими качественными показателям готовой продукции, но и по уровню производительности [6, 7, 8];
- становится все более актуальной проблема увеличения рафинировочного потенциала конвертерного передела: ввиду дальнейшего понижения качества стального лома оказалось, что применение чистого чугуна не гарантирует получение чистой стали [2].

Постановка задачі. Цель работы – акцентировать внимание специалистов на возникшем различии в оснащенности конвертерной и электродуговой технологий, на обострении проблемы конкурентоспособности конвертерной технологии.

1. О темпах роста и роли ведущих технологий. Из рис.1 следует, что в последние 8-10 лет (в 2010 году произведено 1,4 млрд. т стали, в 2011 – 1,53) темпы роста мирового производства стали оказались в 3,4 раза более высокими [5], чем в предыдущие годы. Этот факт таит в себе не столько позитивные, сколько негативные последствия для конвертерной технологии: 1) ввиду сохраняющегося лидерства и доминирования в ее структуре рядового сортамента мир продолжает насыщаться стальной продукцией умеренного качества (небольшой плюс в этом негативе – умеренное содержание в ней цветных примесей благодаря высокой доле чугуна); 2) общий рост производства стали увеличивает нагрузку на окружающую среду, особенно за счет выбросов CO₂, ведущая роль в накоплении которых принадлежит опять же конвертерному процессу; 3) еще один минус – повышенные энергозатраты (в странах СНГ до 840 кг у.т./т, на Западе и в США – на 20-30% меньше).

При наличии столь существенных минусов позиции конвертерной технологии были ослаблены в последние десятилетия появлением сверхмощных ДСП с длительностью плавки до 35 ... 45 мин [7, 8], т.е. в дополнение ко всему потеряно лидерство по одному из важнейших показателей – производительности.

В связи с этим выполнили анализ технического уровня двух технологий и рассмотрели возможные пути повышения конкурентоспособности конвертерного производства.

2. Сравнение уровней технической оснащенности технологий. Достижения двух технологий и их оснащенность приведены в табл.1.

Отличия процессов начинаются с показателей, характеризующих возможности технологий по переработке исходной шихты (п.п. 3-5 в табл.1). Несмотря на многочисленные попытки интенсифицировать ЭДП увеличением доли жидкого чугуна до 60...70%, оптимальное значение этого параметра оказалось на уровне 20...40% [7, 9].

Анализ показателей по п.п. 2, 7 и 8 позволяет констатировать, что:

– **по длительности технологического цикла ЛИДЕРОМ продолжает оставаться конвертерная технология:** «продувка ванны кислородом» в 12-20 мин. составляет менее 30-50% от общей длительности плавки против почти 90% в условиях ДСП;

Таблица 1 –Уровень показателей и техническая оснащенность технологий

Показатели	Конвертерные технологии	Электродуговой передел
1	2	3
1. Вместимость / производительность, тонн/млн.т (в работе 1-2 агрегата)	50 ... 400 /1,5 ... 3,0	100 ... 420/ 1,5 ... 3,0
2. Длительность плавки, мин: – в том числе технологических циклов (% от общей длительности)	35 ... 45 12 – 20 (35 – 50 %)	35 ... 45 [7, 8] 30 – 40 (85 – 90 %)
3. Реальная доля лома, %	20 ... 30	70 ... 100
4. Реальная доля чугуна, %	70 ... 100	20 ... 40
5. Продукты прямого восстановления, %	20 ... 30	70 ... 100
6. Энергетическая активность	а) агрегат-теплогенератор; б) удельные энергозатраты 840 кг у.т./т [6]	– агрегат-теплообменник; – удельные энергозатраты 710 кг у.т./т [6]
7. Условия для рафинирования: а) объем рабочего пространства для образования ГШМЭ *) б) эффективный удельный объем (э.у.о.), м ³ /т	а) до 90 % от общего объема; б) 0,70 ... 1,20 ≈ 1,00 м ³ /т.–	а) менее 50 % общего объема; б) ≈ 0,28 м ³ /т

Продолжение таблицы 1

1	2	3
8. Уровень технической оснащенности, оцениваемый по количеству устройств (шт.), обеспечивающих функционирование агрегатов:	– кислородных фурм – 1 – прибор для отсечки шлака – 1 – контрольно-измерительные фурмы(ф/зонд) – 1; – торкрет и шлакообразующие фурмы – 1;	– электроды 1 – 3 – кислородных фурм 6 – 8; – углеродных фурм 2 – 4; – измерит. фурмы 1 – 2; – торкрет и шлакообразующие фурмы 1 – 2; – видеосистемы контроля рабочего пространства – 1
а) вводимых сверху	Всего верхних устройств – 4	Всего устройств 12–20;
б) вводимых снизу	– донные фурмы 10 – 20; Всего донных устройств 10 – 20	– донных фурм 3 – 6; – анкерное устр. для выпуска металла+защита – 1 Всего донных устр-в 3 – 7
Общее количество устройств	10 – 24	15 – 27

*) ГШМЭ – газшлакометаллическая эмульсия

– по уровню энергетической и технической оснащенности, особенно верхнего строения агрегата, **ЛИДЕРОМ** является электродуговой переплав: общее количество технологических автоматически управляемых устройств в верхнем строении печи достигает 12-20 штук, что в 2-3 раза больше, чем в верхнем строении конвертера;

– **объем пространства для формирования ГШМЭ в условиях ДСП** значительно меньше, чем в конвертере, несмотря на то, что общий удельный объем по данным [7] достаточно велик: $280 : 220 = 1,27 \text{ м}^3/\text{т}$. Он диктуется во многом расстоянием от торца фурм до зеркала металла – не более 500 мм для 220-т печи с внутренним диаметром 8,7 м. Его **удельный эффективный объем** составляет $V_{\text{у.э.}} \approx (V_{\text{Me}} + 0,500 \cdot S_{\text{зерк}}) / G = 0,28 \text{ м}^3/\text{т}$, что почти в 4 раза меньше, чем для конвертера. Соответственно ниже рафинировочный потенциал дугового переплава, обязательным для этой технологии есть применение установок П-К, вакууматора, что не всегда является необходимым для первого.

Результаты работы. Сложившаяся ситуация в конвертировании: существенные недостатки и снижение уровня конкурентоспособности является достаточным поводом для продолжения поиска новых путей и приемов его совершенствования. Очевидно, что речь должна идти не только о **ДООСНАЩЕНИИ** конвертера новыми техническими средствами (это направление на наш взгляд еще не исчерпано), но и об **ОСВОЕНИИ** еще не раскрытых способов ведения плавки, а также о дальнейшей модернизации уже используемых элементов верхнего и нижнего строения конвертера (широко известны разработки в этом направлении Чернятевича А.Г. и других ведущих специалистов).

Акцентируем внимание (не претендуя на полноту и учитывая дискуссионный характер статьи) на следующих направлениях развития конвертерного передела:

1. Освоение двухшлаковой условно названной «черно-белой» (ч/б, с заменой окисленного шлака на неокисленный) технологии ведения плавки в связи с появлением резерва времени в эпоху пониженного спроса на сталь. Она обеспечит получение в конвертере предварительно раскисленного металла с содержанием $[S] \leq 0,015-0,020\%$. Это предложение упомянуто еще в конце 90-х в Трудах 4-го Конгресса сталеплавателей (г. Москва, 1997г.) и снова обосновано нами с других позиций в работах [1, 2].

В пользу этого предложения говорят данные о росте средней длительности плавки в современных цехах:

– в связи с проблемами синхронизации работы конвертера и МНЛЗ простой конвертера с металлом достигают 10-40 мин;

– из-за недостатка заказов коэффициент использования основного оборудования снижается до уровня 0,6-0,7 против проектного 0,8-0,9.

2. Назревшим является вопрос расширения функций выпускного канала, точнее оценки рафинировочного потенциала динамичного процесса выпуска металла из конвертера: он длится 5-10 мин, что составляет 30-60% от длительности главной операции – продувки ванны кислородом. Металлическая струя падает в ковш с высоты 5-10 м, производя одновременно негативный (разрушение футеровки) и позитивный (перемешивание металла) эффекты. Возможна ли модернизация этого звена технологии с целью минимизации негативного влияния и усиления позитивного? Было предложено изменить конструкцию выпускного канала и технологию выпуска таким образом, чтобы сформировать в его полости менее жесткий аргонометаллический ПОТОК. Холодное моделирование подтвердило эту гипотезу [10, 11]. Новое состояние струи обеспечивает более «мягкий» удар в днище ковша (это понятно априори) и создает термодинамические условия для протекания в ней важных процессов – дегазации и углеродного раскисления уже на стадии выпуска металла из агрегата.

Данная проблема не единственная для межагрегатного пространства (МАП) между леткой и днищем ковша. Архиважной является защита струи и сопряженные с ней проблемы.

3. Широко применяемая для контроля состояния металла фурма-зонд в настоящее время не соответствует требованиям времени:

- невозможен непрерывный контроль температуры и др. показателей, что практиковалось в подовых агрегатах и ныне применяется в ДСП [8];
- имеет место высокая стоимость одного замера.

Назрело время создания и применения (вместо фурмы-зонда) многофункционального (технологического и измерительного) доводочного фурменного комплекса (МФД-фурмы) для выполнения операций доводки (с обработкой газами) и непрерывного контроля состояния металла. Замена позволит повысить эффективность конвертирования при прежнем уровне оснащенности.

Выводы.

1. Конвертерная технология продолжает оставаться самым быстротечным рафинировочным переделом, при этом доля технологических операций в общем цикле плавки составляет 30-50% против почти 90% в условиях ДСП. Оба обстоятельства (быстротечность и резервы в развитии технологии: возможность получения содержания серы на выпуске $\leq 0,015-0,020\%$; применение МФД-фурмы; модернизация выпускного канала и др.) необходимо использовать для сохранения ее высокой конкурентоспособности в новых условиях (в эпоху пониженного спроса на стальную продукцию).

2. Современный электродуговой передел, эксплуатируемый как переплавной процесс, достиг уровня производительности конвертерного передела благодаря высокой степени энерго- и технической вооруженности, чем значительно укрепил свое лидерство. Однако резервы для дальнейшего его роста практически исчерпаны, а проведение рафинировочных операций возможно только в сочетании с установками внепечной обработки. Высокоэффективная работа этого передела возможна только в условиях высокого и стабильного спроса на стальную продукцию.

ЛИТЕРАТУРА

1. Об альтернативном направлении развития конвертерной технологии / А.Д.Кулик, В.В.Несвет, В.П.Полетаев, А.А.Похвалитый // Экологическая безопасность: проблемы и пути решения: 6-ая Междунар. науч.-практ. конф., 6-10 сент. 2010 г., г. Алушта, АР Крым: сб. трудов. – Харьков, 2010. – С.241-245.
2. Наиболее «короткий» и экономичный путь к МНЛЗ обеспечит новая конверторная технология / А.Д.Кулик, В.В.Несвет, Л.М.Учитель [и др.] // 50 лет непрерывной разливки стали в Украине: междунар. науч.-техн. конф., 4-5 ноября 2010 г.: сб. научн. тр. [под редакцией проф., д.т.н. Дюдкина Д.А., проф., д.т.н. Смирнова А.Н.]. – Донецк: ДонНТУ, 2010. – С.491-499.

3. McManus G. A new role for ladle metallurgy: high tonnage output / G. McManus // "Iron Age". – 1982. – № 16 (225). (РЖ 12В 629, 1982).
4. Афонин С.З. Современное состояние и перспективы мирового рынка стали / С.З.Афонин // Металлург. – 2010. – №3. – С.5-9.
5. Большаков В.И. Новые технологии - основа развития металлургии / В.И.Большаков // МиГРП. – 2008. – №3. – С.1-3.
6. Тарди П. Перспективы современных сталеплавильных процессов с учетом обеспеченности шихтовыми материалами / П.Тарди, Д.Кароли // Черные металлы. – 2004. – №10. – С.14-21.
7. Готтарди Р. Электродуговая печь сверхвысокой химической мощности производительностью 320 т/ч / Р.Готтарди, С.Миани, А.Патрика, Б.Энгин // Черные металлы. – 2009. – №1. – С.22-26.
8. Сафонов В.М. Современный уровень и будущее электросталеплавильного производства / В.М.Сафонов, А.Н.Смирнов // Сталь. – 2009. – №1. – С.47-51.
9. Особенности работы дуговых сталеплавильных печей с применением жидкого чугуна / Ю.А. Ивин, А.Б. Великий, И.В. Саранчук и др. // Сталь. – 2008. – №7. – С.49-50.
10. Повышение эффективности технологии выпуска металла из конвертера. Сообщение 1. Модель взаимодействия струи с газом в полости летки / А.П.Огурцов, А.Д.Кулик, М.А.Кашеев, А.А.Похвалитый // Сборник научных трудов Днепродзержинского государственного технического университета (технические науки). – 2013. – №3(23). – С.21-26.
11. Повышение эффективности технологии выпуска металла из конвертера. Сообщение 1. Результаты моделирования процесса / А.П.Огурцов, А.Д.Кулик, М.А.Кашеев, А.А.Похвалитый // Сборник научных трудов Днепродзержинского государственного технического университета (технические науки). – 2013. – №3(23). – С.26-30.

Поступила в редколлегию 17.09.2013.

УДК 669.184.125

СИГАРЕВ Е.Н., д.т.н., профессор
НЕДБАЙЛО Н.Н., соискатель
БОРЩЕВСКИЙ Р.В., студент

Днепродзержинский государственный технический университет

МОДЕРНИЗАЦИЯ ГАРНИСАЖНОЙ ФУРМЫ ДЛЯ ОШЛАКОВАНИЯ ФУТЕРОВКИ

Введение. В настоящее время на 250-т конвертерах кислородно-конвертерного цеха ПАО «ДМКД» в качестве основной применяется технология верхней продувки ванны по режимам с частичным и полным дожиганием отходящих газов с расходом кислорода 750-1000 м³/мин и 550-650 м³/мин соответственно через 5-ти сопловую фурму. При этом используемые дутьевой и шлаковый режимы ведения плавки предусматривают наведение шлака с повышенным содержанием MgO, пригодного для последующего нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера. Противоречивыми требованиями в этом случае являются одновременное обеспечение заданных значений температуры и содержания углерода, серы и фосфора в металлическом полупродукте перед выпуском в сталеразливочный ковш.

По окончании плавки, после выпуска металла в сталеразливочный ковш, подготовленный конечный шлак раздувается струями азота, истекающими из сопел верхней

продувочной фурмы на поверхность футеровки с формированием защитного гарнисажного слоя за счет охлаждения и затвердевания капель нанесенного шлака.

Штатная технология нанесения шлакового гарнисажа на футеровку, применяемая в условиях конвертерного цеха ПАО «ДМКД», включает:

- присадку на шлак углерода в составе углеродсодержащего материала с расходом $0,4-0,8 \text{ кг/м}^3$ кислорода, израсходованного на предыдущей плавке после окончания периода обезуглероживания;

- раздувку шлаковой ванны азотом в течение 4-6 мин с одновременным вводом в конвертер кальций- или магнийсодержащих материалов (известь или твердый конвертерный шлак) с расходом $1,2-1,9 \text{ кг/м}^3$ кислорода, израсходованного на предыдущей плавке после окончания периода обезуглероживания при расположении торца фурмы от поверхности шлака $0-0,5 \text{ м}$ по сельсину;

- слив остатка шлака в шлаковую чашу по окончании операции раздувки или перевод его в неактивное состояние присадкой $2-12 \text{ кг/т}$ углеродсодержащего или огнеупорного материала фракции $0,05-0,20 \text{ мм}$, подаваемых в струях нейтрального газа.

Постановка задачи. Целью работы является изучение влияния изменения удельного расхода магнезиальных шлакообразующих присадок и качества огнеупоров, применяемых в кладке конвертера, на продолжительность кампании агрегата по футеровке, а также предложения по модернизации конструкции гарнисажной фурмы с целью повышения эффективности показателей ошлакования.

В различные периоды совершенствования штатной технологии ошлакования, для насыщения MgO шлака, пригодного для формирования стойкого гарнисажного покрытия, и текущего ремонта наиболее изношенных участков футеровки использовали различные магнезиальные материалы с удельным расходом, кг/т стали: магнетитовый порошок ($0,7-2,28$), торкрет-массу ($0,02-0,10$), дробленый б/у огнеупор ($0,1-1,1$), подварочные материалы ($0,46-1,21$). С 2009 г. кроме вышеперечисленных магнезиальных материалов в цеховой практике используют специальные магнезиальные флюсы ($0,04-0,67 \text{ кг/т}$ стали) в форме гранул (производства корпорации ИСД (Украина), «Далмонд» (Китай) и др.) с соответствующим сокращением удельного расхода магнетитового порошка (до $0,015-0,040 \text{ кг/т}$ стали).

Необходимо также отметить, что по результатам применения в ходе экспериментальной серии плавки менее дорогостоящих магнезиальных добавок ФДФ и ОДФ-К (с расходом $12,8$ и $20,0 \text{ кг/т}$ стали соответственно) установлено следующее. Ввод добавок ФДФ и ОДФ-К по ходу конвертерной плавки приводил к снижению основности конечного шлака на $0,29-0,37 \text{ ед.}$, повышению расхода чугуна на $3-4 \text{ кг/т}$ стали и содержания серы на повалке на $0,002\%$ при увеличении содержания MgO в конечном шлаке в среднем на $0,53-0,31\%$ на 1 т вводимой добавки. Таким образом, установлено, что использование ФДФ и ОДФ-К с целью существенного повышения содержания оксида магния в шлаке в существующих условиях нерационально.

Первоначально, при отработке технологии ошлакования футеровки для вдувания в шлаковую ванну азотных струй использовали штатную 5-ти сопловую кислородную фурму. Однако обычная верхняя кислородная фурма не приспособлена для эффективной раздувки шлака на футеровку по ряду причин [1]:

- конструктивные параметры наконечника фурмы (число, форма и размеры сопел, расположение и угол наклона последних к вертикали) не всегда соответствуют параметрам и интенсивности подачи азота на раздувку шлака;

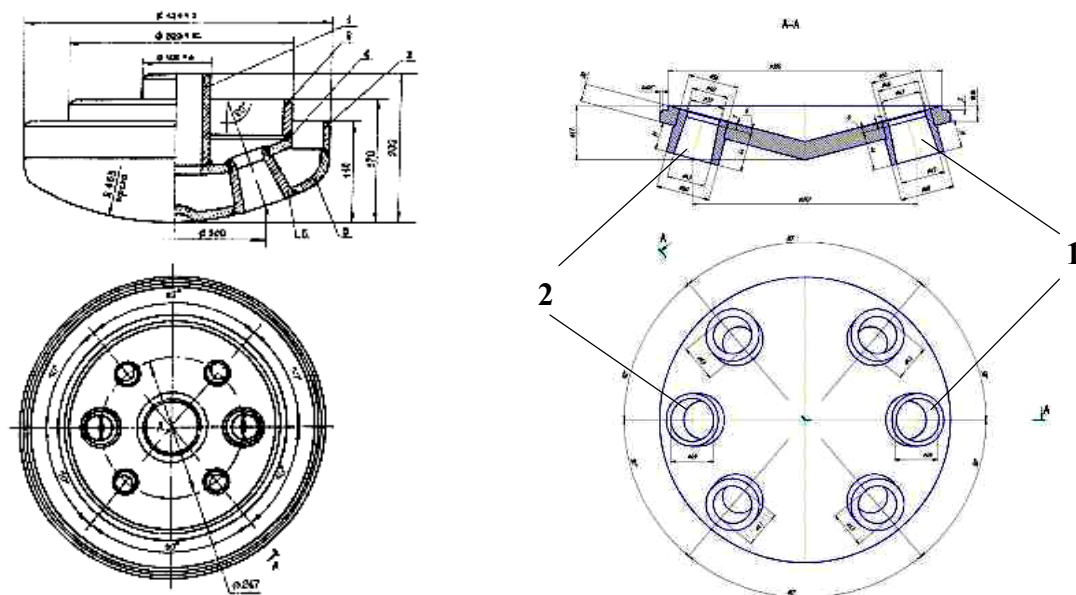
- использование одной и той же кислородной фурмы для продувки металлического расплава и для раздувки шлака сопровождается более интенсивным покрытием ствола фурмы шлакометаллической настылью, что ведет к более частому (в $1,5-2$ раза) ее снятию для удаления настыли.

В том случае, когда для раздувки шлака используется специальная гарнисажная

фурма, досягаються наступні переваги [1]:

- наконечник фурми проектується безпосередньо під необхідний (достижимий в умовах цеха) расход азота, що забезпечує підвищення динамічного впливу газових струй на шлаковий расплав. При цьому углы розположення сопел в голівці фурми можуть змінюватися в великому діапазоні (12-120°), а сопла в наконечнику можуть бути сгрупувані з розрахунком більш концентрованого нанесення шлакового гарнісажа на місця підвищеного износа футеровки конвертера (цапфенні зони, шлаковий пояс і т.д.);
- наконечник фурми може бути виготовлений з рядової углеродистої сталі, що удешевляє саму фурму і упрощає технологію її збирання;
- фурма може бути удлинена без небезпечення поглиблення наконечника в шлаковий расплав, що дозволяє підвищити ефективність розбризкування шлака і нанесення гарнісажа при малому расході азота;
- расход охолоджуючої води на фурму може бути значно зменшений або повністю виключено без зниження стійкості останньої.

Результати роботи. Після аналізу результатів обробки технології нанесення гарнісажного покриття з використанням штатної 5-ти соплової кислородної фурми і з метою переважного нанесення шлака на найбільш изнашиваемую, лімітуючу загальну стійкість, область конвертера персоналом цеха була розроблена і запропонована к внедренню конструкція спеціальної 6-ти соплової гарнісажної водоохолоджуваної фурми. Гарнісажна фурма має ствол, удлинений на 1,2 м в порівнянні з штатною кислородною, і сопла, сгрупувані по три і зміщені по торцю наконечника (рис.1, а). Таке розположення сопел забезпечує переважне нанесення шлакового гарнісажа на найбільш изнашиваемі цапфенні зони агрегата.



1 – сопло Лавалья $d_{кр}=43$ мм; 2 – сопло Лавалья $d_{кр}=37$ мм

Рисунок 1 – Конструкції наконечників штатної, водоохолоджуваної (а) і газоохолоджуваної (б) 6-ти соплової гарнісажної фурми

Уже на першому етапі переходу к применению для ошлакования спеціальної гарнісажної 6-ти соплової фурми, в комплексі з рядом додаткових технологічних прийомів і, що найбільш суттєво, виконанням футеровки з більш якіс-

ственных периклазоуглеродистых огнеупоров, обеспечило существенное повышение стойкости футеровки конвертера. Так, при использовании огнеупоров собственного производства (ОАО «ДМКД») стойкость футеровки не превышала значений в 1200-1350 плавов (рис.2), несмотря на достаточно высокий удельный расход дорогостоящих магниезильных модификаторов шлака (рис.3) и торкрет-массы для горячего ремонта. Переход к преимущественному использованию для выполнения футеровки импортных огнеупоров компаний «Далмонд» и «Пуянг-Керамет» (Китай), «Мелт» (Турция) положительно отразился на продолжительности кампании конвертеров по футеровке (рис.2) и, соответственно, производительности цеха. При этом сокращение удельного расхода магниезильных добавок, присаживаемых в ванну по ходу плавки, не привело к снижению стойкости футеровки (рис.3).

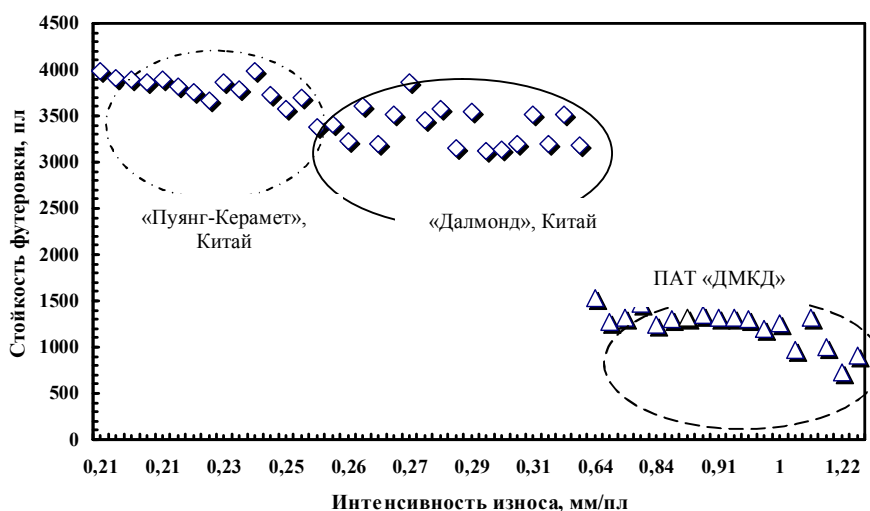
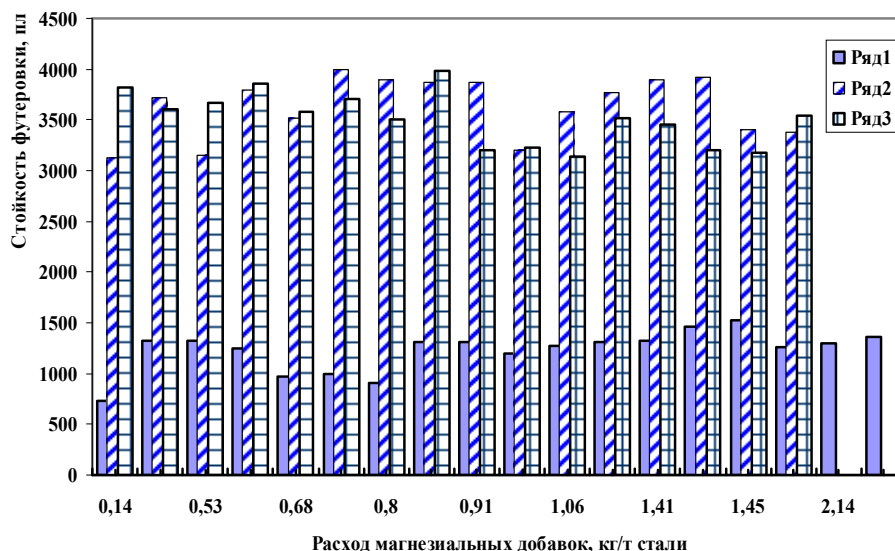


Рисунок 2 – Влияние качества применяемых огнеупоров на стойкость и интенсивность износа футеровки



периклазоуглеродистые огнеупоры производства:

1 – ПАО «ДМКД» (Украина); 2 – «Далмонд» (Китай); 3 – «Пуянг-Керамет» (Китай)

Рисунок 3 – Динамика изменения стойкости футеровки и расхода магниезильных модификаторов шлака при использовании огнеупоров различных производителей

Несмотря на подтвержденные многолетней практикой преимущества использования специальной водоохлаждаемой 6-ти сопловой гарнисажной фурмы (рис.1, а), к недостаткам конструкции последней, а также принятого способа подготовки шлака по ходу конвертерной плавки к раздувке и технологии его нанесения на футеровку можно отнести:

- значительный расход воды на охлаждение фурмы;
- изготовление наконечника фурмы из дорогостоящей меди;
- сложность сборки и ремонта водоохлаждаемой фурмы;
- повышение вязкости шлака за счет рассредоточенной присадки магниезальных шлакообразующих по ходу плавки с целью формирования конечных шлаков с повышенным содержанием оксида магния (10-12% MgO), что сопровождается заматалливанием оборудования и снижением выхода жидкой стали;
- вынос мелких фракций в случае присадки в ванну мягкообожженного доломита, а при добавках сырого доломита, известняка, углеродсодержащих материалов – сложности с обеспечением необходимых физико-химических свойств шлака из-за сильного охлаждающего эффекта добавок;
- сложности с обеспечением равномерного по всей высоте футеровки гарнисажного покрытия при преимущественном ошлаковании цапфенных зон;
- образование шлаковой настывки на стволе фурмы по ходу раздувки шлаковой ванны с последующим ее отделением и падением на рабочую площадку во время извлечения из конвертера и перемещения фурмы. Это осложняет создание безопасных условий труда и приводит к дополнительным трудозатратам для уборки шлака.

На основании результатов серии лабораторных экспериментов по изучению гидрогазодинамических особенностей раздувки шлака на стены конвертера [2], с учетом опыта проведения горячих ремонтов на 160-т конвертерах ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» [3] и имеющейся материально-технической базы разработана упрощенная, в сравнении с [4], конструкция гарнисажной 6-ти сопловой фурмы.

Предложенные изменения в конструкции штатной 6-ти сопловой гарнисажной фурмы (рис.1, б), приспособленной для эксплуатации на 250-т конвертерах ПАО «ДМКД», заключаются в следующем:

- изготовление наконечника фурмы и сопел Лавала осуществляется из рядовой углеродистой марки стали с исключением расхода дорогостоящей меди;
- использование воды на охлаждение фурмы исключается. Осуществляется переход к газовому охлаждению ствола и наконечника фурмы потоком азота, подаваемым на раздувку шлаковой ванны.

В предложенном варианте конструкция гарнисажной газоохлаждаемой фурмы имеет ствол, выполненный только из одной трубы для подвода азота. Торцевой наконечник выполнен в виде тарелки, в которой закреплены путем сварки корпуса сопел Лавала (рис.1, б), выступающие за торец тарелки и расположенные наклонно. При этом два сопла Лавала с большим диаметром ($d_{кр}=43$ мм) расположены симметрично и используются для раздувки шлака в область цапф, а четыре сопла Лавала с $d_{кр}=37$ мм предназначены для преимущественного нанесения шлакового гарнисажа на цилиндрическую часть и область горловины конвертера (табл.1).

Разработанная и предложенная к внедрению конструкция гарнисажной газоохлаждаемой фурмы (рис.1, б) предназначена, прежде всего, для:

- формирования слоя шлакового гарнисажа с повышенным содержанием оксида магния (10-12% MgO) на всей поверхности футеровки при сокращенном удельном расходе магниезальных добавок;
- исключения необходимости расхода воды на охлаждение фурмы;

- повышения стойкости гарнисажного слоя и продления кампании конвертера по футеровке.

Таблица 1 – Характеристики штатной и разработанной конструкций гарнисажных фурм для раздувки конечного шлака на футеровку конвертера

№ пп	Наименование показателей	Конструкция фурмы	
		штатная 6-ти сопловая (рис.1, а)	разработанная 6-ти сопловая (рис.1, б)
1	Материал наконечника фурмы	медь	сталь
2	Рабочее давление воды, МПа Расход воды на охлаждение наконечника, м ³ /час	0,7 300	0 0
3	Расход магнезиальных добавок по ходу плавки, кг/т стали	0,31-0,49	0,26-0,41 [*]
4	Расход: азота на раздувку шлака и охлаждение фурмы*, м ³ /мин	700-1000	700-1000 [*]
5	Область нанесения шлакового гарнисажа на футеровку	преимущественно цапфенные зоны	цилиндрическая часть и цапфенные зоны
6	Стойкость нанесенного шлакового гарнисажа, плавов	1,0	1,2
7	Общая стойкость футеровки, плавов	4000	4450 [*]

^{*} расчетные значения

Выводы. Выполнен анализ результатов промышленного применения специальной гарнисажной водоохлаждаемой фурмы для ошлакования футеровки 250-т конвертера в условиях ПАО «ДМКД». Подтверждено преимущественное влияние качества применяемых для футеровки агрегата огнеупоров в сравнении с изменением удельного расхода магнезиальных присадок, присаживаемых по ходу плавки для формирования насыщенного оксидом магния шлака, на продолжительность кампании по футеровке. Предложены направления модернизации и упрощенная конструкция гарнисажной газоохлаждаемой фурмы с целью сокращения ресурсо- и энергозатрат на производство стали и повышения эффективности операции ошлакования футеровки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Совершенствование способов ремонта футеровки 160-т конвертеров с применением нейтральных газов / Р.С.Айзатулов, Е.В.Протопопов, В.В.Соколов [и др.] // Сталь. – 1999. – №5. – С.39-42.
2. Чернятевич А.Г. Гидрогазодинамические закономерности нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера / А.Г.Чернятевич, Е.Н.Сигарев, Е.А.Чубина // Металл и литье Украины. – 2005. – № 3-4. – С.45-47.
3. Разработка конструкций фурменных устройств для горячего ремонта футеровки конвертеров / А.Г.Чернятевич, Е.В.Протопопов, Е.Н.Сигарев [и др.] // Теория и практика металлургии. – 2010. – №1-2. – С.68-73.

4. Пат. 103410 Україна, МПК С21С5/44(2006.01), С21С5/48 (2006.01), F27D1/16(2006.01). Спосіб нанесення шлакового гарнісажу на футерівку конвертера та фурма для його здійснення / Чернятевич А.Г., Сігарьов Є.М., Чубін К.І., Чубіна О.А.; заявник та патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № а 2012 03224; заявл. 19.03.2012; опубл. 10.10.2013, Бюл. №19.

Поступила в редколегію 27.01.2014.

УДК 669.184.244.66

ПАНТЕЙКОВ С.П., к.т.н, доцент
КИРЬЯНОВА М.А., студентка
ПАНТЕЙКОВА Е.С., студентка

Днепродзержинский государственный технический университет

О ВЛИЯНИИ НА ДОЛЮ ЛОМА ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО ПОДОГРЕВА ДУТЬЯ ДЛЯ ДОННОГО ПЕРЕМЕШИВАНИЯ РАСПЛАВА В КОНВЕРТЕРЕ

Введение. Первые попытки применения нагретого дутья в плавильных процессах получения железа были осуществлены около 1827 г. – Ботфильд, а затем Дево и Каброль во Франции впервые пробовали использовать горячее дутьё в доменной печи, пытаясь предварительно нагревать вдуваемый в домну воздух под колосниками топки.

В Англии шотландский изобретатель Джеймс Бомон Нилсон, начав проводить опыты по вдуванию в доменную печь горячего воздуха, получил в 1828 г. патент на применение горячего дутья в горнах и вагранках (его доменный воздухонагреватель представлял собой нагреваемый ящик с трубами). Это привело к значительному снижению удельного расхода топлива, поэтому все домны Шотландии после этого были оборудованы установками для нагрева дутья, а затем предварительный подогрев дутья для доменных печей начали осуществлять и в других странах мира.

Английский механик и изобретатель Генри Бессемер изобрёл революционный конвертерный „процесс передела жидкого чугуна в литую сталь без затраты топлива путём продувки через него струями воздуха или пара”, получив на него патент Англии № 2321 от 17 октября 1855 г., который описывал сущность процесса так: „Струи воздуха или пара, лучше в сильно нагретом состоянии, должны пропускаться между частями расплавленного чугуна или рафинированного чугуна до тех пор, пока металл, оставаясь ещё в жидком состоянии, не примет свойств стали”. Таким образом, ещё в 1855 г. Г.Бессемер указал на целесообразность использования в конвертерах предварительного нагрева дутья до относительно высоких температур.

Тепловой баланс первых конвертерных процессов был очень напряжён: холодное воздушное дутьё ухудшало тепловой баланс плавки и практически исключало переработку лома в конвертере, так как для нагрева балластного азота, являющегося при данных процессах основным компонентом дымовых газов, требовалось значительное количество тепла (~ 20 % от общей потребности на процесс – при средней температуре дымовых газов 1450°C расходуется около 110 ккал на 1 кг продуваемого чугуна). Несомненно, что предварительный подогрев донного дутья позволил бы осуществлять процессы выплавки стали в конвертерах с воздушным дутьём более горячо, предоставил бы возможность применения более „холодных” (как физически, так и химически) передельных чугунов, устранил бы необходимость разработки и применения в России „русских” способов бессемерования Чернова Д.К. (с 1872 г.) и Поленова К.П. (с 1875 г.), а также (при прочих равных условиях) позволил бы переплавлять металлолом в хо-

де конвертерных плавов. Однако, ни в бессемеровском, ни в последующем за ним томасовском процессе, разработанным Томасом Сидни Джилкристом в 1876-78 г.г. (запатентован им 26 марта 1878г. в Германии), подогрев донного дутья так и не был осуществлён.

Повышение физического тепла воздуха (параллельно с топливом) путём его предварительного подогрева в регенераторах помогло Пьеру Мартену и его отцу Эмилю Мартену (соответственно, директору и владельцу железодельного завода в Фуршамбо) во Франции достичь в рабочем пространстве своей (мартеновской) печи необходимой для расплавления твёрдого металлического лома высокой температуры, которой при применении холодного воздуха (и топлива) не удавалось им (как и многим другим исследователям) достигнуть в ходе проведения ими длительных (длившихся более 20 лет) экспериментов, начиная с 1840 г. Новый процесс производства стали был запатентован П.Мартеном в 1864 г. почти параллельно во Франции (10 апреля) и в Англии (15 августа), которому суждено было стать первым мировым способом выплавки качественной стали в течение последующих почти 150 лет, благодаря удачному решению семьи Мартенов использовать для выплавки стали в отражательной регенеративной печи изобретение братьев Фридриха и Вильгельма Сименсов – принципа регенерации тепла, запатентованного (1856 г.) и применяемого ими ранее в печах стеклового производства.

Конвертерный же процесс, минуя подогрев воздушного дутья, пошёл по другому пути развития. Для повышения теплового баланса конвертерных плавов вместо предварительного подогрева донного воздушного дутья его вначале начали обогащать (увеличивать в нём долю кислорода), а затем начали применять технически чистый кислород. Это позволило значительно повысить тепловой баланс конвертерных плавов, используя в металлозавалку до 20-25% твёрдого металлического лома.

Применение технического кислорода привело к возникновению ряда конвертерных процессов: с верхней продувкой кислородными струями, с донной продувкой топливно-кислородными струями, а также с различными вариантами комбинированных продувок. Однако, во всём этом многообразии кислородных и топливно-кислородных конвертерных процессов, как и в первых конвертерных процессах с продувкой воздухом, кислородное дутьё и/или дутьё, подаваемое на донное перемешивание, вдувалось в жидкий расплав неподогретым.

Первые разработки по предварительному подогреву донного дутья в кислородных конвертерах с комбинированной продувкой были осуществлены [1, 2] в 80-х годах прошлого (XX) века кафедрой металлургии стали Днепропетровского индустриального института совместно с Западно-Сибирским металлургическим комбинатом (г. Новокузнецк). Согласно данным разработкам, предварительный подогрев донного дутья осуществлялся путём рационального использования собственных ресурсов конвертерного процесса – теплового состояния агрегата и физического тепла отходящих газов – путём укладки витков трубопровода для подачи дутья по нескольким вариантам: между кожухом конвертера и его футеровкой по всей высоте агрегата [3], в объёме верхней части кожуха горловины конвертера и на внутренней поверхности нижней части каминна [4], в объёме шлемовой части горловины конвертера [5]. При движении по виткам таких трубопроводов продувочный газ нагревался за счёт тепла, аккумулированного в слое огнеупорной футеровки и/или за счёт тепла отходящих из агрегата газов, а затем подавался к донным фурмам, через которые вдувался в расплавленную ванну снизу.

Постановка задачи. Данные разработки были направлены на снижение тепловых потерь конвертерной ванны, связанных с охлаждающим эффектом подаваемого в расплав холодного донного дутья в результате неизбежности его физического нагрева теплом расплава до температуры ванны по ходу продувки. Снижение затрат тепла на

нагрев донного дутья осуществлялось путём предварительного подогрева газа, подаваемого на донное перемешивание, до температур 400-700°C, хотя возможен и более сильный подогрев дутья – до температур свыше 1000°C. В связи с этим, необходимо рассчитать возможное повышение доли металлического лома в шихте кислородных конвертеров в связи с увеличением приходной части теплового баланса за счёт применения горячего донного дутья, предварительно подогретого до температур 500-1400°C.

Результаты работы. Оценка потерь тепла на нагрев донного дутья до температуры конвертерной ванны была выполнена применительно к условиям работы 250-т конвертеров ПАТ „Днепропетровский металлургический комбинат им. Ф.Э.Дзержинского” (г.Днепропетровск) с помощью известного балансового уравнения [6]:

$$Q = C_{cp} \cdot \Delta t \cdot q \cdot \tau, \quad (1)$$

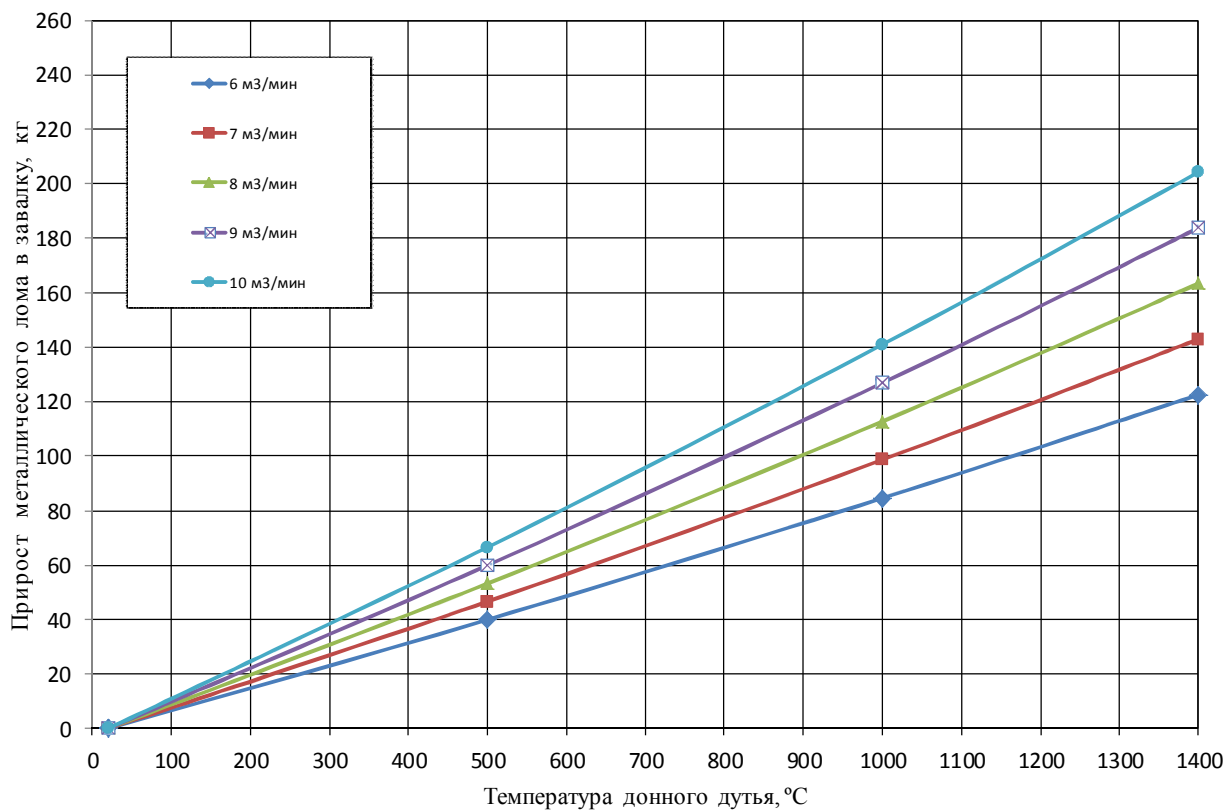
где C_{cp} – средняя удельная теплоёмкость газа в интервале температур Δt , кДж/(м³·°C) [5]; Δt – разность температур между температурой ванны и температурой дутья, °C; q – расход донного дутья, м³/мин; τ – время процесса, мин.

Были оценены потери тепла на нагрев азота до температуры ванны в период продувки расплава при температурах газа 20, 500, 1000, 1400°C в интервале расходов донного дутья 6...10 м³/мин. Температура заливаемого в конвертер жидкого чугуна составляла 1280°C, температура готовой стали в конце продувки – 1650°C.

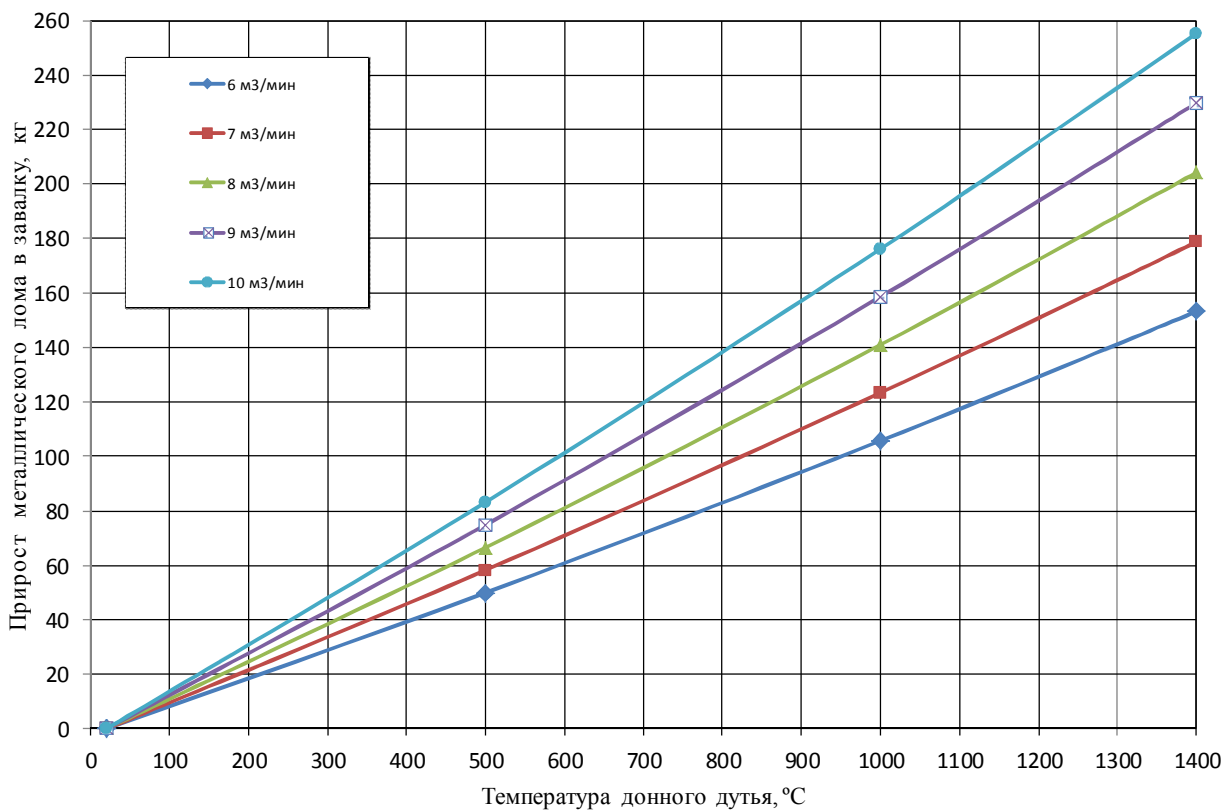
Охлаждающее действие 1 кг металлолома составляет 1410 кДж [7]. Расчётами установлено, что благодаря предварительному подогреву донного дутья (азота) можно дополнительно переработать 40-83,2; 84,6-176,2; 122,5-255,3 кг металлолома на плавку соответственно при температурах предварительного подогрева дутья 500, 1000, 1400°C в интервале расходов донного дутья 6-10 м³/мин за 16-20 минут продувки (рис.1).

Согласно расчётам газовой динамики в каналах донных устройств для продувки расплава нейтральными газами, проведенными [8-10] одним из авторов, подогрев перемешивающего газа (азота) позволяет, при сохранении одинаковой скорости истечения дутья из донных фурм, уменьшить расход донного дутья в среднем в 1,6-1,8 раз. Принимаем, что при температуре подогрева азота 500°C его расход уменьшается в 1,6 раза, при 1000°C – в 1,7 раза, при 1400°C – в 1,8 раза (назовём его *эквивалентным снижением расхода перемешивающего газа* при каждой определённой температуре подогрева газа). Тогда потери тепла на нагрев донного дутья до температуры ванны также уменьшатся согласно эквивалентному снижению перемешивающего газа при указанных температурах его предварительного подогрева. Благодаря эквивалентному снижению расхода газа (в результате его предварительного подогрева) масса дополнительно переработанного лома возрастёт до 73,3-152,7; 85,5-214,2; 125,3-261,1 кг на плавку (рис.2) соответственно при температурах подогрева дутья 500°C (эквивалентный расход дутья составил 3,75-6,25 м³/мин), 1000°C (эквивалентный расход дутья равен 3,53-5,88 м³/мин) и 1400°C (эквивалентный расход дутья 3,33-5,56 м³/мин); кроме того, в результате эквивалентного снижения расхода дутья соответственно экономится продувочный азот в количествах 36-75 м³, 39,52-82,4 м³ и 42,72-88,8 м³ за продувку (16-20 мин).

Выводы. Установлено, что благодаря предварительному подогреву азота (идущего на донное перемешивание расплава во время его кислородной продувки) от 20°C до 1400°C *удельный расход лома* (т.е. на каждый 1 м³ вдуваемого газа) увеличивается с 0 до 1,276 кг (рис.3, линия 1). При этом снижение расхода азота на каждый 1 м³ дутья, в том числе в условиях его эквивалентного снижения (связанного с температурой предварительного подогрева дутья), позволяет увеличивать удельный расход лома в пределах 1,343-0,066 кг при соответствующих температурах донного дутья от 20°C до 1400°C (рис.3, линия 2).

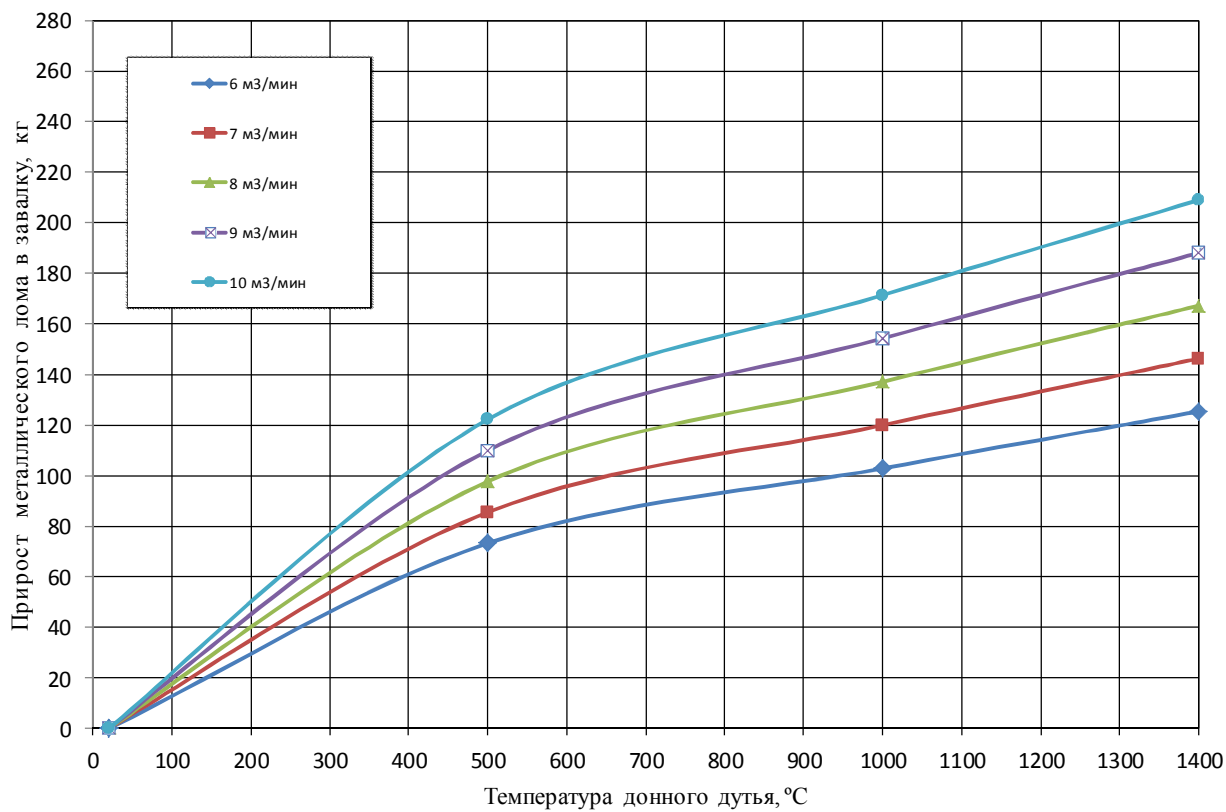


а)

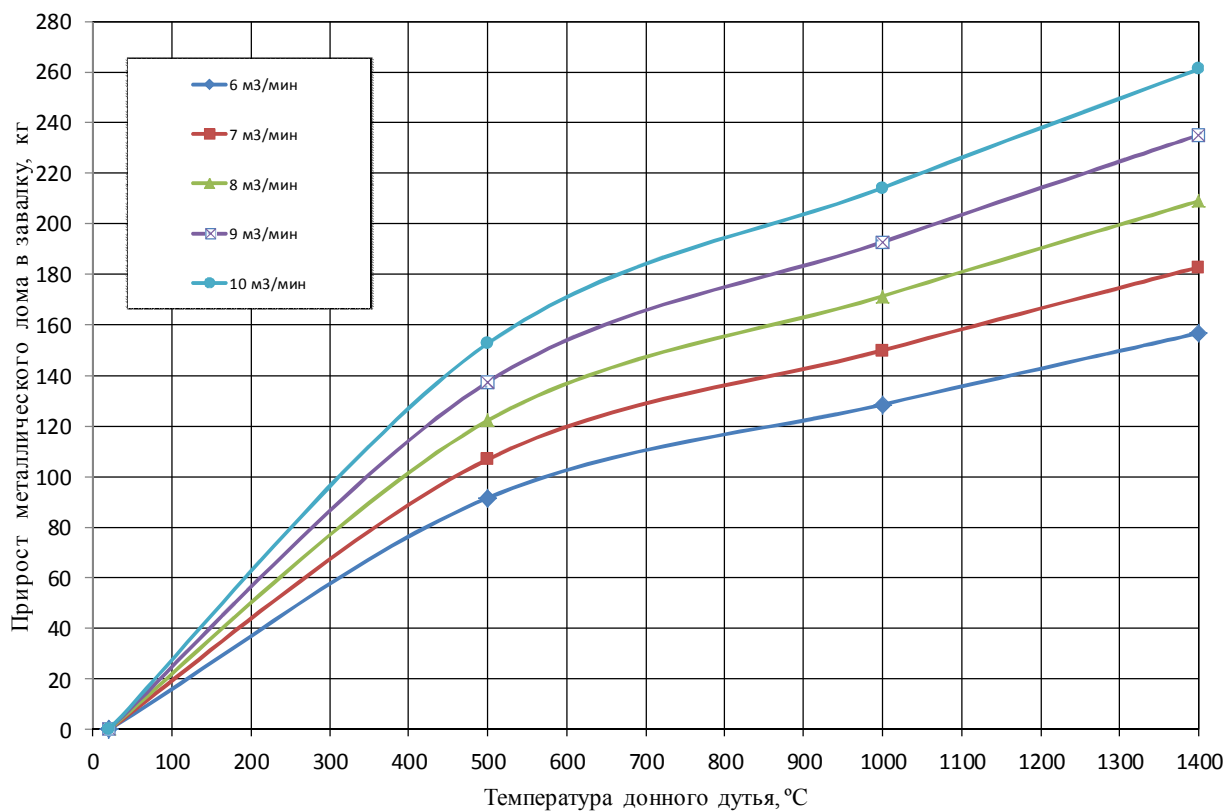


б)

Рисунок 1 – Прирост доли лома в завалку 250-т конвертеров в зависимости от температуры донного дуття для времени продувки 16 (а) и 20 (б) минут



а)



б)

Рисунок 2 – Прирост доли лома в завалку 250-т конвертеров в зависимости от температуры донного дуття при эквивалентном снижении его расхода для времени продувки 16 (а) и 20 (б) минут

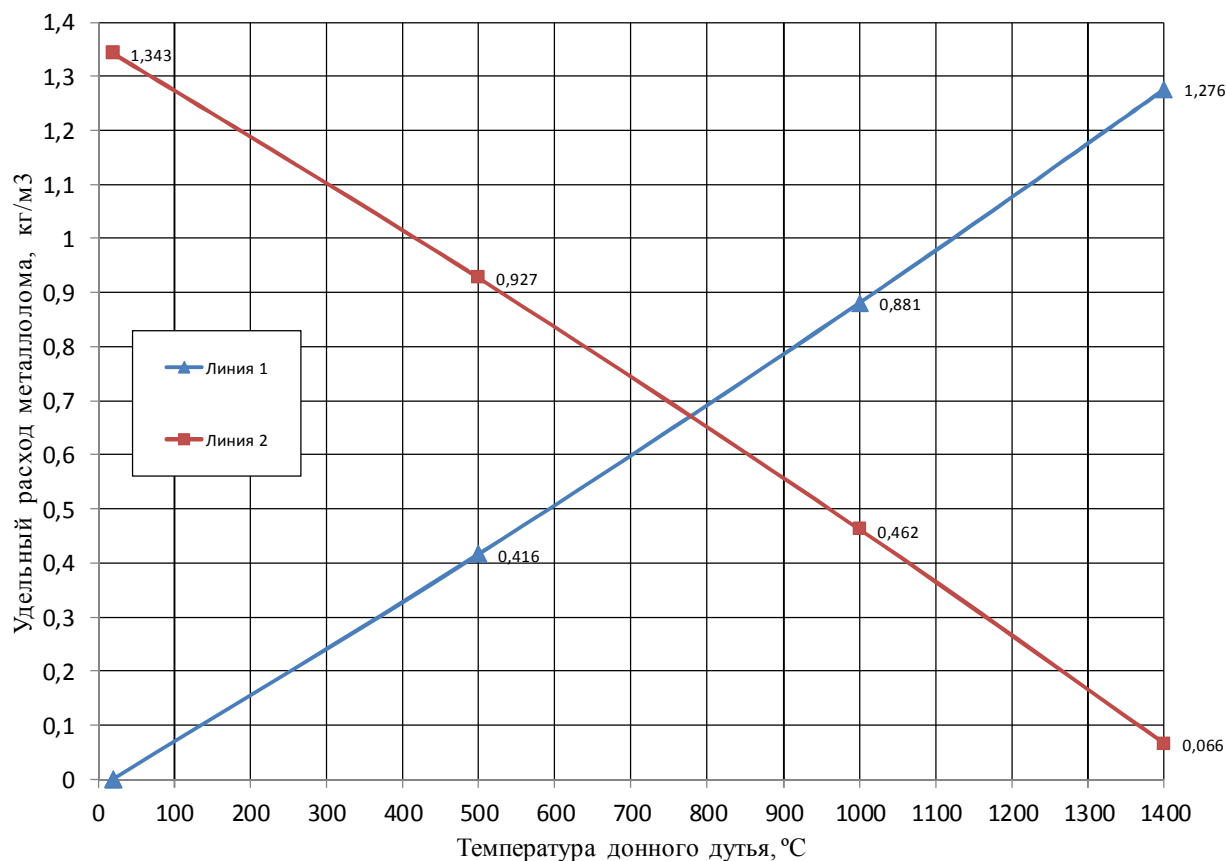


Рисунок 3 – Зависимости повышения удельного расхода лома (кг на 1 м³ газа) при повышении температуры дутья (линия 1) и снижения удельного расхода лома при эквивалентном снижении расхода дутья в результате его предварительного подогрева (линия 2)

Кроме того, предварительный подогрев донного дутья для кислородных конвертеров также имеет огромное значение с точки зрения повышения стойкости донных дутьевых устройств за счёт благоприятного влияния предварительного подогрева газа на снижение возникающих в теле донных фурм (блоков) термомеханических напряжений, приводящих к возникновению в огнеупорных материалах трещин с последующим разрушением дутьевых устройств. Изучение тепловых условий работы конвертерных огнеупорных блоков для донной подачи газов в жидкий расплав и их термонапряжённого состояния по разработанным математическим моделям [11-16] является задачей дальнейших исследований с целью увеличения стойкости донных дутьевых устройств и днищ кислородных конвертеров в целом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Предварительный подогрев нейтрального газа на конвертерах с комбинированной продувкой / А.Г.Чернятевич, Р.С.Айзатулов, Л.М.Учитель и др. // Чёрная металлургия. Бюл. НТИ. – 1986. – № 11. – С.47-48.
2. О подогреве перемешивающего газа для комбинированной продувки конвертерной ванны / А.Г.Чернятевич, Е.В.Протопопов, В.Р.Джувага и др. // Известия вузов. Чёрная металлургия. – 1987. – № 8. – С.17-21.
3. А.с. 1074907 СССР, МКИ С 21 С 5/42. Конвертер / А.Г.Чернятевич, Р.С.Айзатулов, Л.М.Учитель и др.– № 3426203/22-02; заявл. 19.04.82; опубл. 23.02.84, Бюл. № 7.

4. А.с. 1245599 СССР, МКИ С 21 С 5/42. Конвертер (его варианты) / А.Г.Чернятевич, В.И.Баптизманский, Б.А.Кустов и др.– № 3758654/22-02; заявл. 25.06.84; опубл. 23.07.86, Бюл. № 27.
5. А.с. 1348375 СССР, МКИ С 21 С 5/42. Конвертер / А.Г.Чернятевич, Е.В.Протопопов, Р.С.Айзатулов и др. – № 4068510/31-02; заявл. 05.03.86; опубл. 30.10.87, Бюл. № 40.
6. Краснощёков Е.А. Задачник по теплопередаче / Краснощёков Е.А., Сукомел А.С. – М.:Энергия, 1980. – 288с.
7. Якушев А.М. Справочник конвертерщика / Якушев А.М. – Челябинск: Metallurgia, 1990. – 448с.
8. Пантейков С.П. Численные исследования газовой динамики в каналах конвертерного многоканального фурменного блока для донного перемешивания расплава / Пантейков С.П. // Проблемы математического моделирования: міждерж. наук.-метод. конф., 29-31 травня 2002 р.: тези доповідей. – Дніпродзержинськ, 2002. – С.113.
9. Пантейков С.П. Численные исследования газовой динамики в канале донной кольцевой фурмы конвертеров комбинированного дутья /Пантейков С.П. // Современные проблемы производства стали и управление качеством подготовки специалистов: междунар. науч.-метод. конф., посвящённая 90-летию со дня рождения учёного-металлурга Меджибожского М.Я.: материалы. – Мариуполь, 2002. – С.159.
10. Пантейков С.П. Численные исследования газовой динамики в огнеупорном одноканальном донном блоке конвертеров комбинированной продувки / Пантейков С.П. // Автоматизированные печные агрегаты и энергосберегающие технологии в металлургии: 2-ая междунар. науч.-практ. конф.: материалы. – М: МИСиС, 2002. – С.489.
11. Пантейков С.П. Математическая модель тепловой работы многоканального фурменного блока для донного перемешивания расплава в конверте / Пантейков С.П. // Комп'ютерне моделювання: міждерж. наук.-метод. конф., 1997 р.: тези доповідей. – Дніпродзержинськ, 1997. – С.43.
12. Пантейков С.П. Математическая модель тепловой работы кольцевой фурмы в днище конвертера комбинированного дутья / Пантейков С.П.// Теория и практика кислородно-конвертерных процессов: IX Междунар. науч.-техн. конф.,: труды. – Днепропетровск, 1998. – С.59.
13. Пантейков С.П. Математическая модель тепловой работы одноканального фурменного блока в днище конвертера комбинированного дутья / Пантейков С.П. // Азовсталь-99: науч.-техн. конф. молодых специалистов, 1999 г.: тезисы докладов. – Мариуполь, 1999. – С.22.
14. Пантейков С.П. Математическая модель термонапряжённого состояния одноканального огнеупорного фурменного блока для подачи нейтрального газа на донное перемешивание расплава в кислородном конвертере / Пантейков С.П. // Комп'ютерне моделювання: міждерж. наук.-метод. конф., 1999 р.: тези доповідей. – Дніпродзержинськ, 1999.– С.88-89.
15. Пантейков С.П. Математическая модель термонапряжённого состояния многоканального фурменного блока в днище конвертера комбинированного дутья / Пантейков С.П. // Теория и практика кислородно-конвертерных процессов: IX Междунар. науч.-техн. конф., 1998 г.: труды. – Днепропетровск, 1998. – С.59.
16. Пантейков С.П. Математическая модель термонапряжённого состояния фурменного блока кольцевой фурмы для донного перемешивания расплава в конвертере комбинированного дутья / Пантейков С.П. // // Азовсталь-99: науч.-техн. конф. молодых специалистов, 1999 г.: тезисы докладов. – Мариуполь, 1999. – С.23.

Поступила в редколлегию 04.02.2014.

УДК 669.02/09:669.14.018.29:669.18.046.58.001.8 ПИПТЮК В.П., к.т.н., ст.науч.сотр.
ПЕТРОВ А.Ф., мл.науч.сотр.
ПРИХОДЬКО Э.В., д.т.н., профессор
МОРОЗ В.Ф., к.т.н., ст.науч.сотр.
ПОЛЯКОВ В.А., к.т.н.
ГРЕКОВ С.В., мл.науч.сотр.
АНОСОВА А.А., инженер

Институт черной металлургии им. З.И.Некрасова НАН Украины (ИЧМ НАНУ)

МЕЖФАЗНОЕ НАТЯЖЕНИЕ В СИСТЕМЕ СТАЛЬ-ШЛАК

Введение. *Состояние вопроса.* На основе анализа межфазного натяжения в системе сталь-шлак и положений теории направленной связи применительно к металлическим и шлаковым расплавам установлена связь коэффициента межфазного натяжения $\sigma_{ст-шл}$ с разностными параметрами межатомного взаимодействия (δd , δZ^Y и δtga). Предложена полуэмпирическая модель для аналитической оценки межфазного натяжения на границе сталь-шлак в зависимости от их состава и температуры. Показана применимость данной модели для прогнозирования межфазного натяжения при выплавке и доводке стали в ковше в условиях ПАО «Днепропетровский металлургический комбинат им. Ф.Э.Дзержинского».

Поверхностные явления в металлических и шлаковых расплавах играют важную роль в процессах сталеплавильного производства.

Одной из основных характеристик является межфазное натяжение ($\sigma_{м-шл}$) на границе раздела фаз. Знание этой характеристики, а также ее изменения от состава и температуры необходимо при физико-химическом рассмотрении процессов рафинирования сталей, очистки их от неметаллических включений, вспенивания шлаков, их взаимодействия с огнеупорными материалами и т.п.

Межфазное натяжение между металлом и шлаком рассчитывается по значениям поверхностного натяжения шлаковой и металлической фаз и краевого угла смачивания между ними по формуле, полученной в предположении, что нижняя часть шлаковой капли – плоская

$$\sigma_{м-шл} = \sigma_{м} - \sigma_{шл} \cdot \cos\theta \rightarrow \quad (1)$$

или
$$\sigma_{м-шл} = \sqrt{\sigma_{м}^2 + \sigma_{шл}^2 - 2\sigma_{шл} \cdot \sigma_{м} \cdot \cos\theta}, \quad (2)$$

полученной из условий равновесия поверхностных сил, приложенных к шлаковой линзе, с учетом того, что часть капли шлака погружена в металл [1],

где $\sigma_{м-шл}$ – межфазное натяжение, $\sigma_{м}$ и $\sigma_{шл}$ – поверхностное натяжение металла и шлака соответственно, θ – краевой угол смачивания стали шлаком.

Разница между значениями $\sigma_{м-шл}$, рассчитанными по этим формулам, составляет 4-10% [1].

Постановка задачи. К настоящему времени в большинстве работ по межфазному натяжению системы металлический расплав-шлак (оксидный расплав) дается лишь качественное описание результатов, что связано как с большими погрешностями в измерениях $\sigma_{м-шл}$ по сравнению с $\sigma_{м}$ и $\sigma_{шл}$, так и практическим отсутствием уравнений, описывающих изменения межфазного натяжения в зависимости от температуры и со-

става контактуючих расплавів. В зв'язі з цим пошук напіваемпіричних моделей для розрахунку міжфазного натяження ($\sigma_{ст-шл}$) являється актуальним.

Результати роботи. Методом фізико-хімічного моделювання з використанням фізико-хімічних моделей окисних (шлакових) і металічних расплавів [2-3] виконаний аналіз зміни міжфазного натяження на границі розділу сталеплавильних шлаків і сталей.

Для вивчення міжфазного натяження $\sigma_{ст-шл}$ використані різнісні інтегральні параметри $\delta d = d_{ст} - d_{шл}$, $\delta Z^Y = Z_{ст}^Y - Z_{шл}^Y$ і $\delta tg\alpha = tg\alpha_{ст} - tg\alpha_{шл}$. На основі існуючих по ПАО «Дніпрспецсталь» даних з цією метою для визначення $d_{шл}$, $Z_{шл}^Y$ і $tg\alpha_{шл}$ склад шлаку з компонентного складу (концентрація окислів) переисчислювався на елементний і розраховувалися інтегральні параметри шлаку.

Вивчення залежності міжфазного натяження $\sigma_{ст-шл}$ [4-10] від різнісних інтегральних параметрів дозволило установити їх зв'язь в формі рівняння:

$$\sigma_{ст-шл} = 86803,71 - 3128\delta d - 757,34\delta Z^Y - 297079\delta tg\alpha + 0,2421t; \quad r=0,525. \quad (3)$$

Значення різнісних параметрів частинно представлені в табл.1.

Таблиця 1 – Різнісні параметри і значення міжфазного натяження по даним [4, 5]

Ист-к	Шлак	Сталь	$\delta d \cdot 10^{-1}$, нм	δZy	$\delta tg\alpha$	t, °C	$\sigma_{ст-шл}$, мДж/м ²	$\sigma_{ст-шл}$, мДж/м ²
1	2	3	4	5	6	7	8	9
[4]	1	12X1MФ	0,3353	0,1146	-0,0558	1600	1179	1001
		20K	0,3252	0,0754	-0,0554	1600	1129	1019
		45X	0,2821	0,1262	-0,0553	1600	1073	997
		У8А	0,2308	0,1067	-0,0546	1600	988	1007
	3	12X1MФ	0,4076	0,0747	-0,0544	1600	1295	1035
		20K	0,3975	0,0355	-0,054	1600	1254	1053
		45X	0,3544	0,0863	-0,0539	1600	1187	1032
		У8А	0,3031	0,0668	-0,0532	1600	974	1042
	4	12X1MФ	0,4417	0,0576	-0,0531	1600	1265	1057
		20K	0,4316	0,0184	-0,0527	1600	1200	1075
	7	20K	0,4243	0,0206	-0,054	1600	1199	1061
		45X	0,3812	0,0714	-0,0539	1600	1146	1039
		У8А	0,3299	0,0519	-0,0532	1600	988	1050
	8	12X1MФ	0,4286	0,0386	-0,0531	1600	1226	1063
		20K	0,4185	-0,0006	-0,0527	1600	1176	1081
		45X	0,3754	0,0502	-0,0526	1600	1193	1060
		У8А	0,3241	0,0307	-0,0519	1600	970	1070
	9	12X1MФ	0,4677	-0,0469	-0,0518	1600	1344	1111
		20K	0,4576	-0,0861	-0,0514	1600	1301	1129
		45X	0,4145	-0,0353	-0,0513	1600	1222	1108
		У8А	0,3632	-0,0548	-0,0506	1600	1043	1118
[5]	SiO ₂ -0	40ХНМА	0,2958	0,1426	-0,0551	1500	873	888
	3		0,3263	0,1304	-0,0542	1520	1015	925
	6		0,3553	0,1188	-0,0534	1560	714	982
	9		0,3832	0,1078	-0,0526	1520	929	954

Продолжение таблицы 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9
			0,2972	0,142	-0,0559	1520	978	902
	SiO ₂ -6		0,3486	0,1341	-0,0538	1560	1037	972
	9		0,3765	0,1231	-0,053	1560	965	986
			0,2905	0,1573	-0,0563	1520	1097	892
	MgO-9		0,2905	0,1573	-0,0563	1540	948	913
	SiO ₂ -9	ШХ15	0,2984	0,1362	-0,0522	1540	1290	962

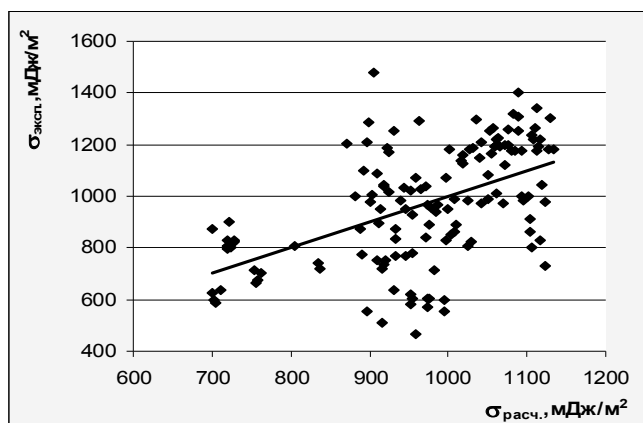


Рисунок 1 – Сопоставление экспериментальных и рассчитанных по уравнению (3) значений межфазного натяжения

Сопоставление экспериментальных и рассчитанных по уравнению (3) значений межфазного натяжения представлено на рис.1.

Теснота связей $\sigma_{ст-шл}$ с разностными параметрами по каждому из источников экспериментальных данных выше, чем таковая для общей выборки (табл.2).

Полученную модель (3), связывающую $\sigma_{ст-шл}$ с разностными интегральными параметрами сталей и шлаков, использовали для расчета межфазного

Таблица 2 – Коэффициенты при разностных параметрах в уравнении $\sigma_{ст-шл} = A_0 + A_1 \delta d + A_2 \delta Z^Y + A_3 \delta \text{tg } \alpha + A_4 t$

Источник	A ₀	A ₁	A ₂	A ₃	A ₄	Выборка	r
[4]	-906,05	1746,014	-14,9946	-35098,9	-0,288	38	0,908
[5]	11399,59	4410,956	23819,3	160334,5	-4,191	29	0,832
[6]	61753,04	-8291,97	-29714,2	908114,9	-2,873	35	0,780
[7]	-16669	2433,542	12269,96	-339490	0	17	0,890
[8]	-50989,6	69310,94	39075,62	276361,7	1,131	21	0,943
[4-8]	-123,607	78,659	-375,069	9887,63	1,058	140	0,525

натяжения промышленных сталей и шлаков производства ПАО «Днепропетровский металлургический комбинат им. Ф.Э.Дзержинского».

Из массива более чем 9500 плавов сталей марок ЗПС, ЗПСМ1, 4ПСМ1, 5ПСМ, 5ПСМ1, GR60M1 и ОС были отобраны по 5 плавов разного состава каждой марки.

Для сталей этих марок (45 составов) были рассчитаны интегральные параметры для стали и шлака на выпуске из конвертера, на УКДС, на УКИ и в готовом металле. Так, в качестве примера, в табл.3 приведены разностные параметры системы сталь-шлак и рассчитанные на их основе значения $\sigma_{ст-шл}$ по уравнению (3). На основе этих данных рассчитана работа адгезии $A_{адг.}$ (по уравнению $A_{адг.} = \sigma_{ст} + \sigma_{шл} - \sigma_{ст-шл}$), при этом поверхностное натяжение сталей и шлаков рассчитывалось по уравнениям (4)-(5), приведенным в [9, 10]:

$$\sigma_{ст.} = 86803,71 - 3128 d - 757,34 Z^Y - 297079 \operatorname{tg} \alpha + 0,2421 t; \quad (4)$$

$$\sigma_{шл.} = 1828,28 - 596,18 \rho - 142,485 d - 0,3433 t. \quad (5)$$

Таблиця 3 – Характеристики поверхнового натяження металла и шлака и их межфазного натяження на выпуске из конвертера

Марка ст.	t, C ⁰	$\sigma_{ст.}$, МДж/м ²	$\sigma_{шл.}$, МДж/м ²	$\delta d \cdot 10^{-1}$, нм	δZ^Y , e	$\delta \operatorname{tg} \alpha$	$\sigma_{ст-шл.}$, МДж/м ²	A _{адг.} , МДж/м ²
1	2	3	4	5	6	7	8	9
3ПС	1651	1355	321	0,5688	0,16577	0,04454	1290	386
3ПС	1628	1352	334	0,5121	-0,13261	-0,04599	1234	452
3ПС	1659	1358	311	0,5133	-0,12995	-0,04632	1263	406
3ПС	1672	1360	310	0,5411	-0,14906	-0,04526	1296	374
3ПС	1659	1356	311	0,5336	-0,16507	-0,04477	1293	375
3ПСМ1	1690	1366	317	0,5503	-0,12523	-0,04672	1293	390
3ПСМ1	1673	1361	342	0,5534	-0,12406	-0,04569	1285	419
3ПСМ1	1716	1370	289	0,5075	-0,16928	-0,04441	1356	304
3ПСМ1	1698	1370	313	0,506	-0,11715	-0,04694	1293	391
3ПСМ1	1667	1359	330	0,5265	-0,14404	-0,04586	1282	406
4ПСМ1	1657	1358	349	0,557	-0,12482	-0,04575	1268	439
4ПСМ1	1669	1360	311	0,5157	-0,15378	-0,04568	1289	382
4ПСМ1	1674	1361	321	0,5336	-0,13276	-0,04707	1274	408
4ПСМ1	1698	1368	310	0,5437	-0,12721	-0,04661	1303	375
4ПСМ1	1676	1347	280	0,4881	-0,18094	-0,04389	1322	306
5ПСМ	1684	1364	306	0,5451	-0,15276	-0,04509	1312	358
5ПСМ	1689	1362	306	0,4738	-0,15477	-0,04577	1312	357
5ПСМ	1712	1370	311	0,5493	-0,12706	-0,04625	1321	360
5ПСМ	1669	1359	325	0,523	-0,12464	-0,04699	1266	419
5ПСМ	1694	1372	316	0,5335	-0,8421	-0,0504	1244	444
5ПСМ1	1689	1363	339	0,5559	-0,13201	-0,04597	1302	400
5ПСМ1	1657	1356	306	0,5137	-0,17464	-0,04483	1292	370
5ПСМ1	1695	1365	293	0,5299	-0,14564	-0,04575	1314	345
5ПСМ1	1683	1364	313	0,5205	-0,13292	-0,04604	1293	384
5ПСМ1	1625	1348	331	0,5079	-0,17816	-0,04314	1276	403
3СПМ1	1635	1351	318	0,5404	-0,16303	-0,04433	1272	398
3СПМ1	1695	1368	316	0,5258	-0,1154	-0,04776	1282	401
3СПМ1	1656	1356	321	0,544	-0,13418	-0,0469	1258	419
3СПМ1	1678	1362	306	0,5329	-0,14724	-0,04534	1301	368
3СПМ1	1693	1364	300	0,5399	-0,18427	-0,04396	1345	319
5СПМ1	1684	1364	338	0,513	-0,13354	-0,04602	1293	408
5СПМ1	1664	1357	283	0,5016	-0,20182	-0,0427	1330	310
5СПМ1	1641	1353	317	0,5235	-0,16544	-0,04513	1270	400
5СПМ1	1670	1359	321	0,518	-0,12882	-0,04639	1274	407
5СПМ1	1695	1366	328	0,5141	-0,13309	-0,0455	1310	384
GR60M1	1649	1355	307	0,5091	-0,13531	-0,0473	1244	419
GR60M1	1703	1371	306	0,5032	-0,11546	-0,04791	1287	390
GR60M1	1655	1356	321	0,5011	-0,15931	-0,04392	1292	385
GR60M1	1676	1366	312	0,4768	-0,11912	-0,04828	1254	423

Продолжение таблицы 3

1	2	3	4	5	6	7	8	9
GR60M1	1638	1354	302	0,4846	-0,15449	-0,04668	1244	413
OC	1661	1358	328	0,5581	-0,14648	-0,0452	1286	400
OC	1679	1362	320	0,554	-0,12631	-0,04691	1280	402
OC	1651	1355	327	0,559	-0,13429	-0,04624	1260	422
OC	1670	1359	317	0,5276	-0,14704	-0,04586	1286	390
OC	1704	1368	300	0,5434	-0,14964	-0,04538	1329	338

Аналогичным образом эти параметры были рассчитаны для металла и шлака при обработке на УКДС и У КП.

Средние значения расчетных значений разностных параметров $\sigma_{ст}$, $\sigma_{шл}$, $\sigma_{ст-шл}$ и $A_{адг}$ представлены в табл.4.

Таблица 4 – Средние значения разностных параметров и поверхностных свойств сталей и шлаков

Марка ст., агрегат	$t, ^\circ\text{C}$	$\sigma_{ст}, \text{МДж/м}^2$	$\sigma_{шл}, \text{МДж/м}^2$	$\delta d, 10^{-1}, \text{нм}$	$\delta Z^Y, \text{е}$	$\delta \text{tg}\alpha$	$\sigma_{ст-шл}, \text{МДж/м}^2$	$A_{адг}, \text{МДж/м}^2$
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Конвертер								
3ПС	1654	1356	318	0,5338	-0,1485	-0,0454	1275	399
3ПСМ1	1689	1365	318	0,5287	-0,1358	-0,0459	1302	382
4ПСМ1	1675	1359	314	0,5276	-0,1439	-0,0458	1291	382
5ПСМ	1690	1366	313	0,5249	-0,1278	-0,0468	1291	388
5ПСМ1	1670	1359	316	0,5256	-0,1527	-0,0451	1295	380
3СПМ	1671	1360	312	0,5366	-0,1488	-0,0457	1291	381
5СПМ1	1671	1360	318	0,5140	-0,1525	-0,0451	1295	382
GR60M1	1664	1361	310	0,4950	-0,1367	-0,0468	1264	406
OC	1673	1360	318	0,5484	-0,1408	-0,0459	1288	390
УКДС								
3ПС	1552	1236	392	0,5028	-0,0469	-0,0500	1081	547
3ПСМ1	1589	1230	374	0,5309	-0,0748	-0,0477	1155	448
4ПСМ1	1572	1234	373	0,5150	-0,0607	-0,0490	1118	489
5ПСМ	1564	1169	376	0,4638	-0,0424	-0,0485	1105	441
5ПСМ1	1571	1222	384	0,5002	-0,0565	-0,0470	1134	473
3СПМ	1587	1205	377	0,5216	-0,0455	-0,0496	1123	460
5СПМ1	1557	1197	385	0,4791	-0,0481	-0,0476	1109	474
GR60M1	1554	1221	369	0,4939	-0,0417	-0,0479	1102	488
OC	1563	1276	387	0,4720	-0,0255	-0,0493	1089	575
УКП								
3ПС	1567	1320	390	0,6291	0,1837	-0,0496	1024	686
3ПСМ1	1611	1351	382	0,6697	0,1756	-0,0494	1079	654
4ПСМ1	1607	1315	377	0,6759	0,2001	-0,0498	1063	629
5ПСМ	1579	1349	394	0,5913	0,1801	-0,0505	1026	716
5ПСМ1	1591	1354	395	0,6347	0,2069	-0,0502	1036	713
3СПМ	1605	1313	389	0,6900	0,2102	-0,0497	1059	643
5СПМ1	1586	1352	388	0,6199	0,1826	-0,0498	1042	697
GR60M1	1593	1323	384	0,6599	0,2311	-0,0494	1039	668
OC	1564	1331	405	0,5900	0,1912	-0,0504	1007	729

Выводы. Представленные результаты свидетельствуют в пользу того, что полуэмпирическая модель (уравнение (3)) может быть использована для расчета поверхностных свойств жидких сталей и шлаков ($\sigma_{ст-шл}$, $A_{адг}$) и прогнозирования их поведения при изменении состава и температуры.

Анализ поверхностных свойств стали и шлака в конвертере и установках внепечной обработки стали, рассчитанных с использованием полученной модели, показал, что межфазное натяжение сталь-шлак является высоким (>1000 мДж/м²), что способствует снижению $A_{адг}$ шлак-сталь, а, следовательно, и хорошему отделению шлака от металла, т.к. $A_{адг} < A_{ког.шлака} < 2\sigma_{шл}$, и, возможно, удалению из стали неметаллических включений.

Установлена в виде полуэмпирической модели связь межфазного натяжения в системе сталь-шлак с разностными параметрами межатомного взаимодействия. Показаны возможности использования этой модели для прогнозирования межфазного натяжения и работы адгезии в системе сталь-шлак в зависимости от их состава и температуры.

ЛИТЕРАТУРА

1. Смоляренко В.Д. Межфазное натяжение на границе железо известково-глиноземистых шлаков с добавками SiO₂, MgO, Na₃AlF₆ / В.Д.Смоляренко, А.М.Якушев, Ф.П.Еднерал // Изв. ВУЗов. Черная металлургия. – № 3. – 1965. – С.36-40.
2. Приходько Э.В. Металлохимия многокомпонентных систем / Э.В.Приходько // – М.: Металлургия. – 1995. – 320с.
3. Приходько Э.В. Эффективность комплексного легирования сталей и сплавов / Э.В.Приходько // К.: Наукова думка. – 1995. – 292с.
4. Комельков В.К. Роль поверхностных явлений при обработке сталей синтетическими известково-глиноземистыми шлаками, содержащими кремнезем, окись магния и фтористый кальций / В.К.Комельков, Г.Б.Ширер, А.Г.Шалимов, С.Г.Воинов // Теория металлургических процессов. – М.: Металлургия. – 1972. – № 1. – С.50-58.
5. Бобкова О.С. Роль поверхностных явлений при перемешивании стали с синтетическими шлаками / О.С.Бобкова, В.С.Петухов // Поверхностные явления в расплавах и процессах порошковой металлургии. – К.: Изд. АН УССР. – 1963. – С.212-221.
6. Бобкова О.С. Влияние серы на межфазное взаимодействие стали со шлаками системы СаО-Аl₂O₃ / О.С.Бобкова, В.С.Петухов, В.И.Желаданов // В сб. Теория металлургических процессов. – М.: Металлургия. – 1965. – Вып. 40. – С.35-40.
7. Попель С.И Влияние углерода на прочность сцепления железа с белым и карбидным шлаками / С.И.Попель, Н.И.Джемилев // Поверхностные явления в расплавах и процессах порошковой металлургии. – К.: Изд. АН УССР. – 1963.
8. Бобкова О.С. Влияние плавикового шпата и окиси натрия на поверхностное натяжение шлака и межфазное натяжение на границе с феррохромом / О.С.Бобкова, В.С.Петухов // Теория металлургических процессов. – М.: Металлургия. – 1967. – Вып. 50. – С.30-32.
9. Приходько Э.В. Прогнозирование поверхностного натяжения шлаков сталеплавильного производства / Э.В.Приходько, В.П.Пиптюк, В.Ф.Мороз // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: сб. научн. трудов ИЧМ. – 2012. – № 26. – С.155-161.
10. Пиптюк В.П. Физико-химическое моделирование поверхностного натяжения расплавов стали / В.П.Пиптюк, А.Ф.Петров, Э.В.Приходько и др. // Сб. научн. трудов Днепродзержинского государственного технического университета (технические науки). – Днепродзержинск: ДГТУ. – 2013. – Вып. 1(21). – С.43-48.

Поступила в редколлегию 04.02.2014.

Національна металургійна академія України

ФІЗИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ГАЛЬМУВАННЯ СТРУМЕНЯ МЕТАЛУ ПРИ ПРОДУВЦІ АРГОНОМ У ПРОМІЖНОМУ КОВШІ МБЛЗ

Вступ. Безперервне розливання сталі є фінішною операцією, у результаті якої отримують товарний продукт – заготовку, розміри та властивості якої відповідають готівій продукції (рейкам, трубам, сортовому профілю, тощо). На подальших етапах виробництва можливе лише деяке підвищення механічних властивостей сталі у результаті термічної обробки, суть якої полягає у ініціації дифузійних та бездифузійних процесів у твердих розчинах заліза з метою досягнення стабільних чи метастабільних структур. Ці процеси, однак, не здатні усунути дефекти, що виникли впродовж тверднення металевого розплаву, і саме тому на сучасному етапі розвитку вітчизняної металургії особливу увагу приділяють методам захисту сталі від вторинного окислення та технологіям обробки сталі у передкристалізаційний період (електромагнітне перемішування, «м'яке» обтиснення, обробка інокуляторами та ін.).

З цього погляду перспективною технологією є вдування аргону через порожнистий стопор у проміжному ковші, що чинить комплексний ефект на технологію розливання, сприяючи захисту струменя від вторинного окислення та видаленню газів і неметалевих включень у шлакову фазу проміжного ковша. Також автори роботи [1] стверджують, що у випадку потрапляння бульбашок аргону у кристалізатор зменшується поглиблення перегрітого струменя металу у рідку фазу заготовки та заростання заглибленого стакану при розливанні нержавіючої сталі. Останнє явище є яскравим свідченням того факту, що продувка аргоном є ефективним заходом, спрямованим на попередження вторинного окислення металу.

Постановка задачі. Сучасний процес безперервного розливання сталі є одним з найбільш автоматизованих у всьому сталеплавильному виробництві. Вдування аргону у канал розливного стакану призведе до неконтрольованого змінення витрати сталі, що витікає з проміжного ковша. Якщо не враховувати цей вплив, відбудеться порушення рівня металу у кристалізаторі, що може призвести до утворення поверхневих дефектів і, навіть, проривів металу під кристалізатором. Найбільш зручним інструментом для вивчення гальмування потоку металу газовим струменем є фізичне моделювання на водяних моделях.

Результати роботи. *Визначення чисел подоби і масштабів фізичної моделі.* Вітчизняні металурги при моделюванні процесу безперервного розливання сталі зазвичай використовували три числа подоби: 1) число Фруда Fr , що характеризує відношення інерційної сили потоку та гравітаційної сили; 2) число Рейнольдса Re , що характеризує відношення інерційної сили потоку та сил молекулярного тертя (в'язкості) в рідині; 3) число Вебера We , що характеризує відношення інерційної та капілярних сил.

Автори робіт [2, 3] вважали автотомельним число Рейнольдса при моделюванні безперервного розливання, а число Вебера взагалі не використовували через відсутність необхідності в імітуванні капілярних явищ. Ті ж самі автори у своїх дослідженнях

приймали за визначний критерій число Фруда. Визначення решти чисел подоби для описання процесу здійснювали відповідно до π -теорема за методикою, що детально описана у попередній роботі [4]. Залежність витрати рідини, що витікає з промковша, можна описати за допомогою залежності

$$w = f(g, \rho_p, h_p, i_z, h_c), \quad (1)$$

де w – середньовитратна швидкість витікання рідини, м/с;
 g – прискорення вільного падіння, м/с²;
 ρ_p – густина рідини, кг/м³;
 h_p – рівень рідини у напірній ємності, м;
 i_z – секундний імпульс газового струменя, Н;
 h_c – рівень сопла над гирлом заглибного стакану, м.

З залежності (1) отримуємо безрозмірну залежність трьох чисел подоби

$$Fr = f(I, H), \quad (2)$$

де $Fr = \frac{w^2}{g \cdot h_p}$ – число Фруда;

$I = \frac{i_z}{\rho_m \cdot g \cdot h_p}$ – безрозмірний імпульс газового струменя, який характеризує відношення імпульсу газового струменя до гравітаційних сил, що діють на рідину;

$H = \frac{h_p}{h_c}$ – лінійний симплекс, що характеризує відношення рівня рідини у напірній ємності до висоти сопла над гирлом заглибного стакану.

Система рівнянь, що включає отримані числа подоби, містить 4 змінні параметри (w, ρ_p, i_z , та лінійний розмір l), а, отже, має 2 ступені свободи. Тоді 2 параметра можна обрати довільно, а решта буде визначена з системи рівнянь

$$\begin{cases} k_w^2 \cdot k_i^{-1} = 1; \\ k_i \cdot k_\rho^{-1} \cdot k_l^{-1} = 1, \end{cases} \quad (3)$$

де k_w, k_i, k_ρ, k_l – відповідно масштаби швидкості, секундного імпульсу газового струменя, густини рідини та лінійний масштаб.

В умовах фізичного моделювання на водяних моделях зручно задати масштаби густини 1:7,2 та лінійний масштаб 1:2. Тоді масштаби імпульсу та швидкості можна розрахувати за формулами:

$$k_w = \sqrt{k_l} = 0,25, \quad (4)$$

$$k_i = k_\rho \cdot k_l = \frac{1}{7,2} \cdot \frac{1}{2} = \frac{1}{14,4} \approx 0,07. \quad (5)$$

Математична модель взаємодії газового струменя зі струменем рідини має вигляд багатофакторної ступеневої функції

$$Fr = A \cdot I^n \cdot H^m, \quad (6)$$

де A, n, m – емпіричні коефіцієнти регресії, що визначаються методом найменших квадратів після приведення шляхом логарифмування рівняння (6) до лінійного вигляду.

Методика фізичного моделювання та аналіз результатів. Для імітації взаємодії газового струменя з потоком рідини, що витікає з проміжного ковша, сконструйовано фізичну модель у масштабі 1:2 (рис.1), котра складається з напірної ємності 1 з мірною шкалою, з якої вода через скляну трубку 2 витікає до ємності 3 і потім повторно заливається до напірної ємності для наступного досліду. Стиснене повітря з компресора 4 потужністю 1,5 кВт гнучкими шлангами подається до ресиверу 5 об'ємом 35 л, після чого потрапляє до стопора-інжектора 6 із резиновим наконечником. Висоту стопора регулюють за допомогою шарнірної передачі із точністю 0,5 мм. Витрату повітря з ресиверу регулюють вентилем 7, тиск і витрату повітря перед стопором вимірюють відповідно манометром 8 і ротаметром 9. Режими взаємодії газового струменя з рідиною фіксують камерою 10 із частотою 60 кадрів на секунду. Отримане HD-відео розкадровували у програмі VirtualDub для подальшої візуальної оцінки режимів витікання газового струменя з сопла. Зображення зони взаємодії газового струменя з рідиною були оброблені у програмі Adobe Photoshop CS для кращої візуалізації (рис.2).

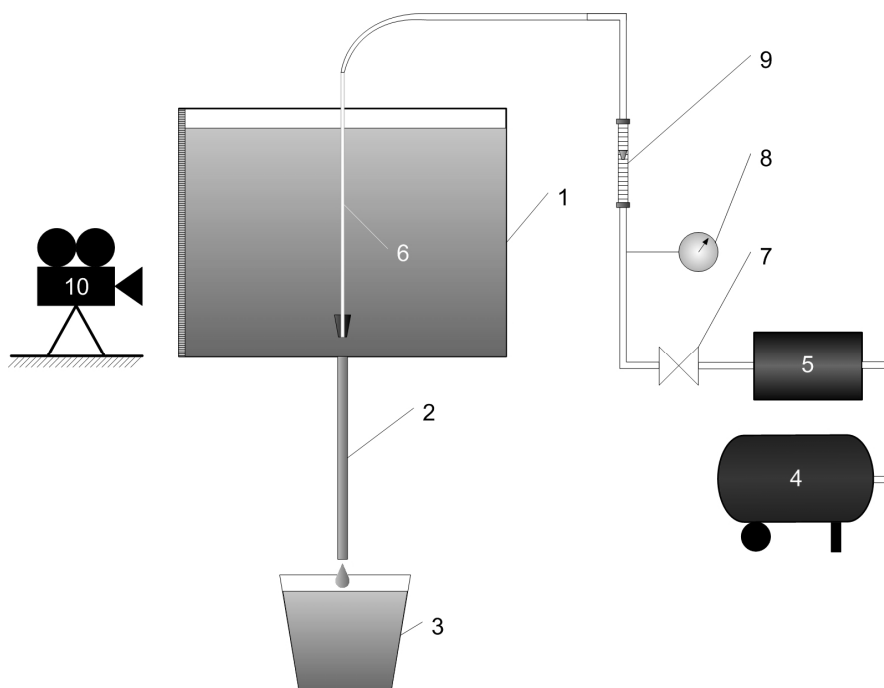
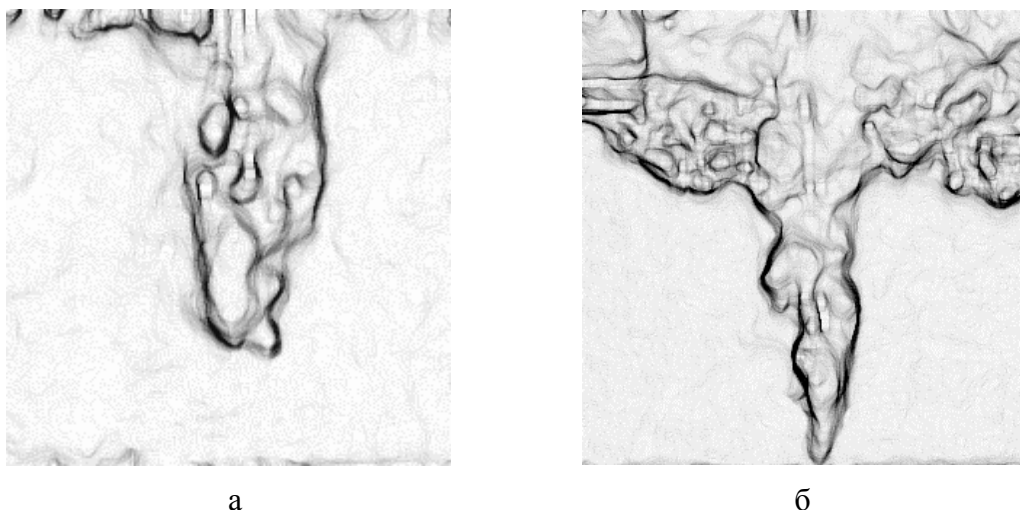


Рисунок 1 – Схема експериментальної установки

При обробці масиву експериментальних даних було відмічено екстремальний характер впливу безрозмірного імпульсу на число Фруда. Точкою екстремуму, у якій число Фруда максимізується, є $I \approx 10^{-4}$ (рис.3, б). Тому подальшу обробку експериментальних даних у програмі Microsoft Excel здійснювали окремо для двох масивів точок. Статистичні показники отриманих моделей наведено у табл.1.

Аналізуючи статистичні показники моделі (7), наведені у табл.1, а також рис.4, б та рис.5, було виявлено, що безрозмірний імпульс має дві автономні області по відношенню до числа Фруда. Про наявність першої свідчить нерівність $t_{n,A} < t_{kp}$ при $I < 10^{-4}$ (табл.1), що говорить про незначний вплив величини безрозмірного імпульсу на число Фруда, яке у цьому діапазоні задовільно описується моделлю (9), зображеною також під рис.3, а.



а) бульбашковий режим: $H = 1,8$, $I = 1,87 \cdot 10^{-4}$, $Fr = 1,46$;
 б) бульбашково-струминний режим: $H = 5,6$, $I = 5,63 \cdot 10^{-5}$, $Fr = 0,34$
 Рисунок 2 – Зображення зони взаємодії газового струменя з рідиною

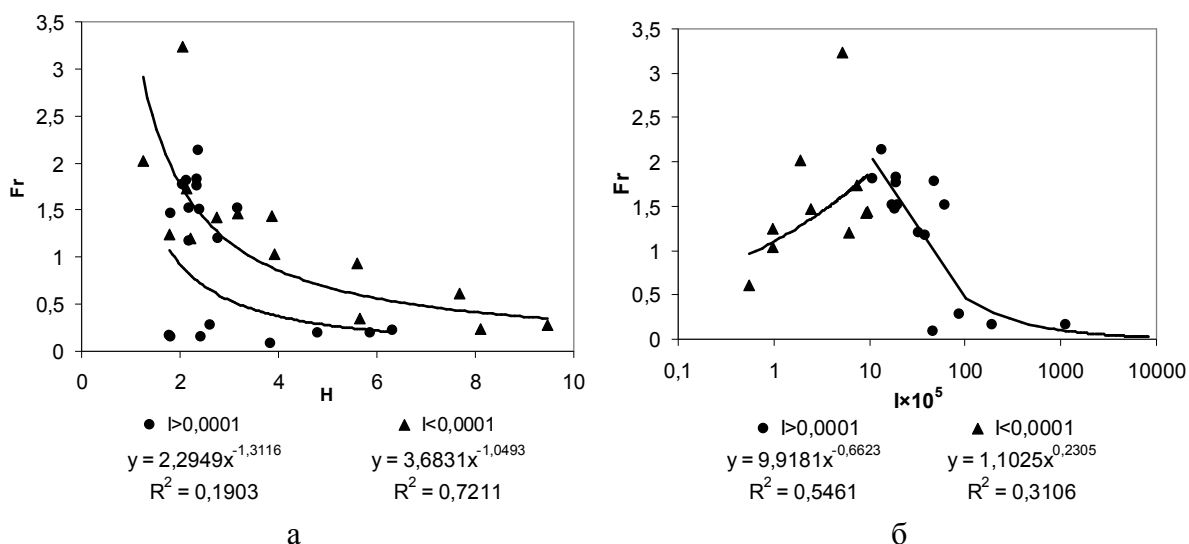


Рисунок 3 – Емпіричні залежності числа Фруда від симплекса висоти стопора (а) та безрозмірного імпульсу газу (б) при вдуванні газу у струмінь рідини

$$Fr = 9,3 \cdot \frac{\sqrt[10]{I}}{H}, \quad (7)$$

$$Fr = \frac{0,01}{I^{0,8} \cdot H^{2,5}}. \quad (8)$$

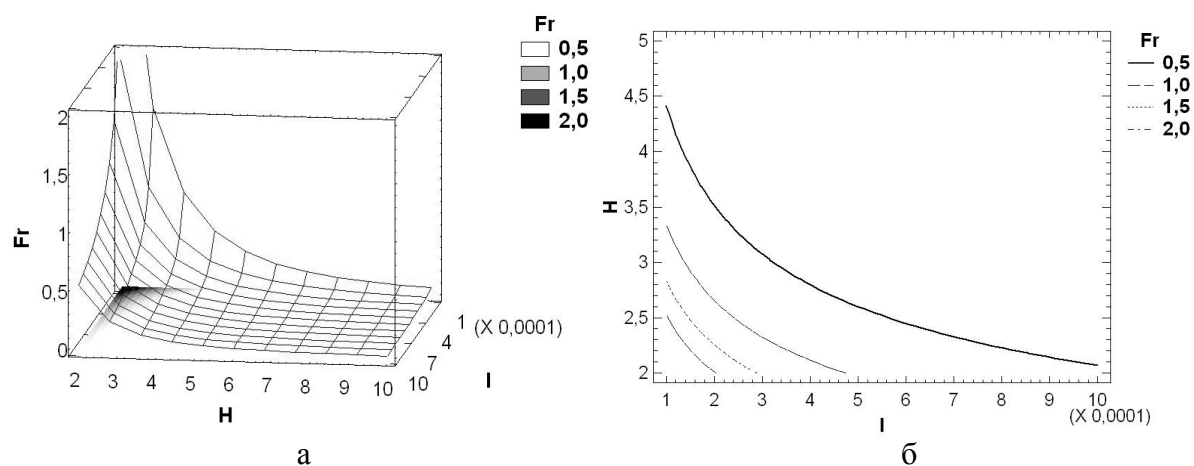
Друга автомодельна область при $I > 5 \cdot 10^{-2}$ помітна на рис.3, б як майже горизонтальний відрізок кривої, а на рис.4, а – це плоска ділянка поверхні. Таким чином, безрозмірний імпульс має вплив на число Фруда лише при значеннях першого менше за $5 \cdot 10^{-2}$, причому при зменшенні безрозмірної висоти стопора цей вплив посилюється.

Перша автомодельна область відповідає випадку високого рівня води у напірній ємності за низької інтенсивності продувки. У цьому випадку інерційні сили потоку ріди-

Таблиця 1 – Статистичні показники математичної моделі

Параметр	Модель (7) $I < 10^{-4}$			Модель (8) $I \geq 10^{-4}$		
	n	m	A	n	m	A
Коефіцієнти регресії	0,0954	-0,9890	9,3383	-0,8147	-2,4772	0,0109
Стандартна похибка	0,1240	0,2004	0,5277	0,1518	0,4589	0,4709
Критерій Стюдента t	0,7693	4,9353	1,8386	5,3677	5,3991	4,1677
Критична величина критерію Стюдента $t_{кр} (\alpha = 0,05)$	2,1788			2,1199		
Множинний R	0,8633			0,8431		
Коефіцієнт апроксимації R^2	0,7453			0,7109		
Нормований R^2	0,7029			0,6748		
Стандартна похибка для оцінки числа Фруда	0,1806			0,2835		
F-спостережне значення (F-статистика)	17,5605			19,6715		
F-розподіл вірогідності	$2,7277 \cdot 10^{-4}$			$4,8804 \cdot 10^{-5}$		
Ступінь свободи системи	12			16		

Візуалізовану у STATGRAPHIC модель (8) зображено на рис.4.



а) у вигляді поверхні, б) у вигляді ізоліній

Рисунок 4 – Графічне зображення моделі (8)

$$Fr = 3,7/H. \tag{9}$$

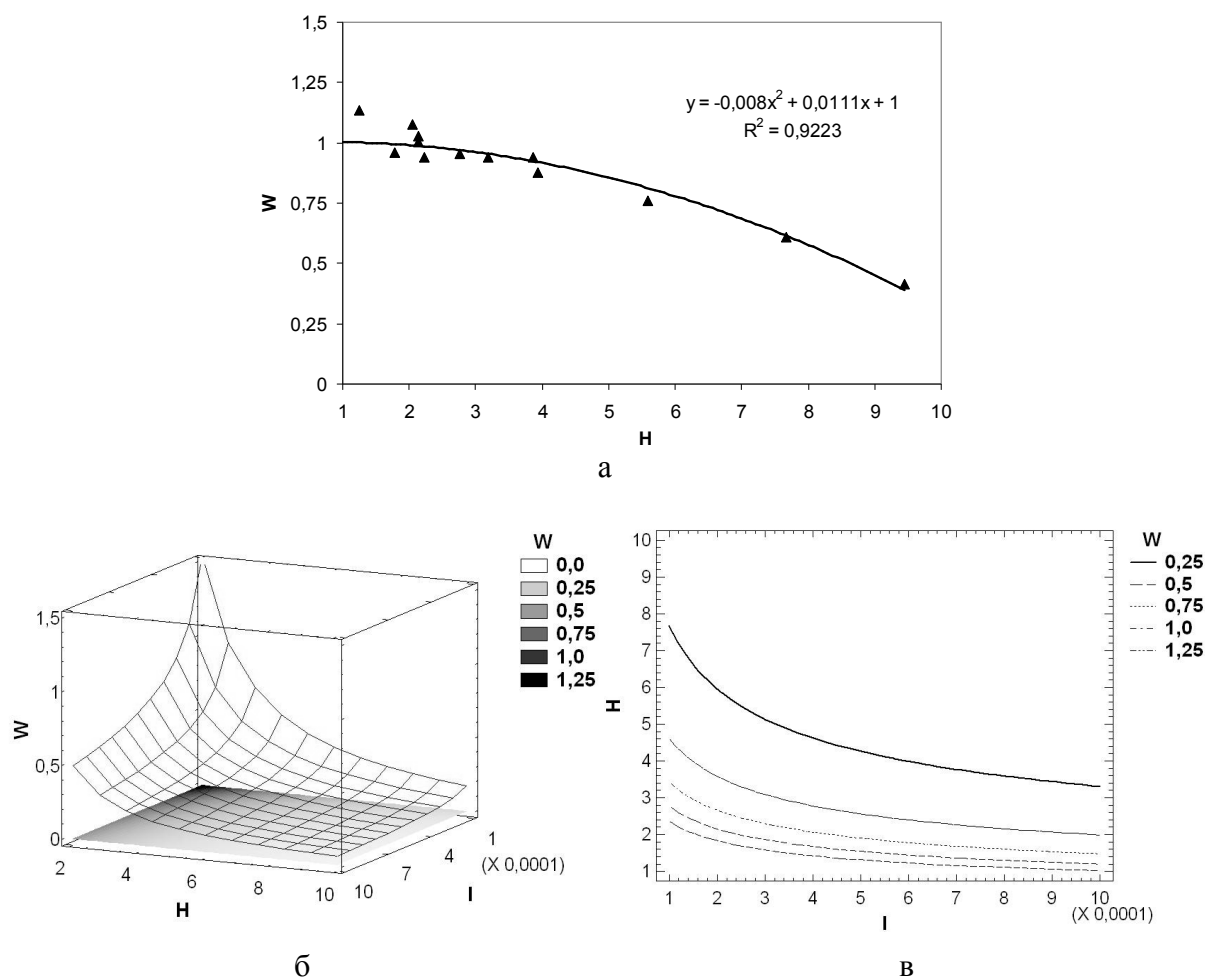
ни, що витікає з напірної ємності, переважають над імпульсом газового струменя. Число Фруда у цьому випадку залежить лише від висоти стопора h_c , при збільшенні якої (зменшенні H) цей вплив посилюється. Друга автотельна область, навпаки, спостерігається при високій інтенсивності продувки за низького напору рідини, тобто, коли імпульс газового струменя переважає над інерційними силами потоку рідини, що витікає з напірної ємності. У цьому разі положення стопору настільки низьке, що струмінь газу практично повністю блокує витікання рідини.

Враховуючи наявність автотельних областей, провели аналіз ефективності гальмування струменя рідини, що може бути описана симплексом швидкості W . Розраховані математичні моделі (11) і (12) зображено на рис.5.

$$W = \frac{w_{факт}}{w_{ном}} = 1 - \frac{H^2}{125} + \frac{H}{89,73}, \text{ при } I < 10^{-4}, (R^2 = 0,92); \quad (11)$$

$$W = \frac{w_{факт}}{w_{ном}} = \frac{0,04}{\sqrt{I} \cdot H^{1,36}}, \text{ при } I \geq 10^{-4}, (R^2 = 0,73), \quad (12)$$

де $w_{факт}$, $w_{ном}$ – фактична середньовитратна швидкість за продувки та номінальна швидкість витікання без продувки відповідно.



а) модель (11); б) тривимірне зображення моделі (12);
в) зображення моделі (12) у вигляді ізоліній

Рисунок 5 – Графічне зображення моделей

З рис.5 видно, що швидкість витікання рідини при продувці може зменшуватися до часткової зупинки або збільшуватися щонайменше у 1,5 рази за різних режимів продувки. Слід зазначити, що коефіцієнти регресії, представлені у табл.1 та формулах (8), (9), (1), (12), можуть несуттєво змінюватися в залежності від профілю стакана-дозатора та довжини заглибного стакана, що вимагає проведення фізичного моделювання на масштабній моделі прототипу.

У промислових умовах продувка відбувається у режимі $I \geq 10^{-5}$, $H \geq 8$, за умов якого симплекс швидкості змінюється в межах 0,3÷0,45.

Висновки. Запропонована методика визначення закономірності гальмування струменя рідини при продувці інертним газом може стати у нагоді при створенні АСК ТП МБЛЗ, яка передбачає вдування аргону у потік металу через стопор-інжектор. Окрім основних функцій продувки аргонном, що передбачають рафінування розплаву та його захист від вторинного окислення, можливе також регулювання швидкості розливання шляхом змінення параметрів продувки. Позитивний ефект на технологію безперервного розливання сталі може також бути посилений при вдуванні у струмені інертного газу порошкових інокуляторів (мікрохолодильників, модифікаторів та ін.).

ЛІТЕРАТУРА

1. Лейтес А.В. Защита стали в процессе непрерывной разливки / А.В.Лейтес. – М.: Металлургия, 1984. – 200с.: ил.
2. Акименко А.Д. Исследование вынужденных и свободных циркуляционных потоков жидкого металла в непрерывном слитке на водяных моделях / А.Д.Акименко, А.А.Скворцов, А.И.Гуськов // Непрерывное литьё стали: тематический отраслевой сборник. – М.: Металлургия. – 1976. – №3. – С.48-53.
3. Исследование гидродинамики металла в промежуточном ковше слябовой МНЛЗ / Е.В.Протопопов [и др.] // Новини науки Придніпров'я. – 2008. – № 3-4. – С.54-56.
4. Расчёт масштаба модели для изучения процесса распределения инокуляторов в жидкой фазе кристаллизующейся заготовки / Е.В.Синегин [и др.] // Спеціальна металургія: вчора, сьогодні, завтра: X Між нар. наук.-практ. конф., 2012 р.: матеріали. – К.: НТУУ «КПІ», 2012. – С.308-321.

Надійшла до редколегії 26.02.2014.

УДК 621.771.01

РОМАНЮК Р.Я., к.т.н, ст. викладач

Дніпродзержинський державний технічний університет

СТАЛІСТЬ ПРОЦЕСУ ПРОКАТКИ НА ОСНОВІ ДОСЛІДНИХ ЕПЮР КОНТАКТНИХ НАПРУЖЕНЬ*

Вступ. В роботах [1-3] показано, що при обробці теоретичних епюр контактних напружень показником поздовжньої сталості процесу прокатки є критерій сталості K_{cm} :

$$K_{cm} = \int_0^{\alpha_y} Q_x^* d\varphi, \quad (1)$$

розрахований з епюри розподілу сили Q_x^* (Q_x^* – поточна результуюча сила в безрозмірній формі). В залежності від величини K_{cm} процес може відбуватися в сталому режимі, без пробуксовок штаби (позитивне значення K_{cm}), здійснюватися в граничних умовах ($K_{cm} = 0$) або ж бути неможливим ($K_{cm} < 0$).

Постановка задачі. Метою даної роботи є аналіз дослідних епюр контактних напружень, визначення розподілу сили Q_x^* при їх обробці та оцінка поздовжньої сталості процесу дослідної прокатки.

* – дослідження виконано під науковим керівництвом д.т.н., професора Максименка О.П.

Результати роботи. Відмінність визначення сталості процесу прокатки за експериментальними епюрами контактних напружень полягає в тому, що епюри отримані в розмірній формі, отже, і подальші розрахунки також проводимо в розмірній формі. При цьому показник сталості K_{cm} буде характеризувати силу в осередку деформації, яка сприяє сталому процесу деформації.

В технічній літературі наведено значну кількість дослідних епюр контактних напружень [4-6], отриманих різними методами при прокатці. Розглянемо результати вимірювань контактних напружень, отриманих при деформації сталі, свинцю без використання змащення та з технологічним змащенням при різних параметрах форми $\frac{l_d}{h_{cp}}$.

Спочатку проаналізуємо дані сталої прокатки сталених зразків. В табл.1 (досліди 1-2) наведено умови деформації, за яких вимірювалися контактні напруження [4].

Таблиця 1 – Параметри прокатки при дослідженні контактних напружень

№ за/п	Товщина зразків, мм		Ширина b , мм	Діаметр валків D , мм	Кут захвату α_y , рад	Параметр форми $\frac{l_d}{h_{cp}}$	f_{cp}	Матеріал зразків	Джерело
	h_0	h_1							
1	6	4,2	50	210	0,131	2,69	0,21	сталь	[4]
2	6	4,2	50	210	0,131	2,69	0,23	сталь	[4]
3	5	1,4	49,3	210	0,185	6,1	0,13	свинець	[5]
4	4,8	1	50,2	210	0,19	6,9	0,1	свинець	[5]
5	2	1	50	208	0,098	7	0,064	свинець	[6]
6	3,2	2,2	50	208	0,103	4	0,046	свинець	[6]
7	2,2	1,2	50	208	0,103	6	0,048	свинець	[6]

На рис.1, а, б (крива 1) показано графіки розподілу нормального напруження p_x та напружень тертя t_x при прокатці сталених зразків для умов першого дослідження (табл.1). Нижче представлено розподіли напружень q_x по довжині осередку деформації та поточної результуючої горизонтальних контактних сил Q_x , розраховані за формулами:

$$q_x = -p_x \sin \varphi + t_x \cos \varphi ; \quad (2)$$

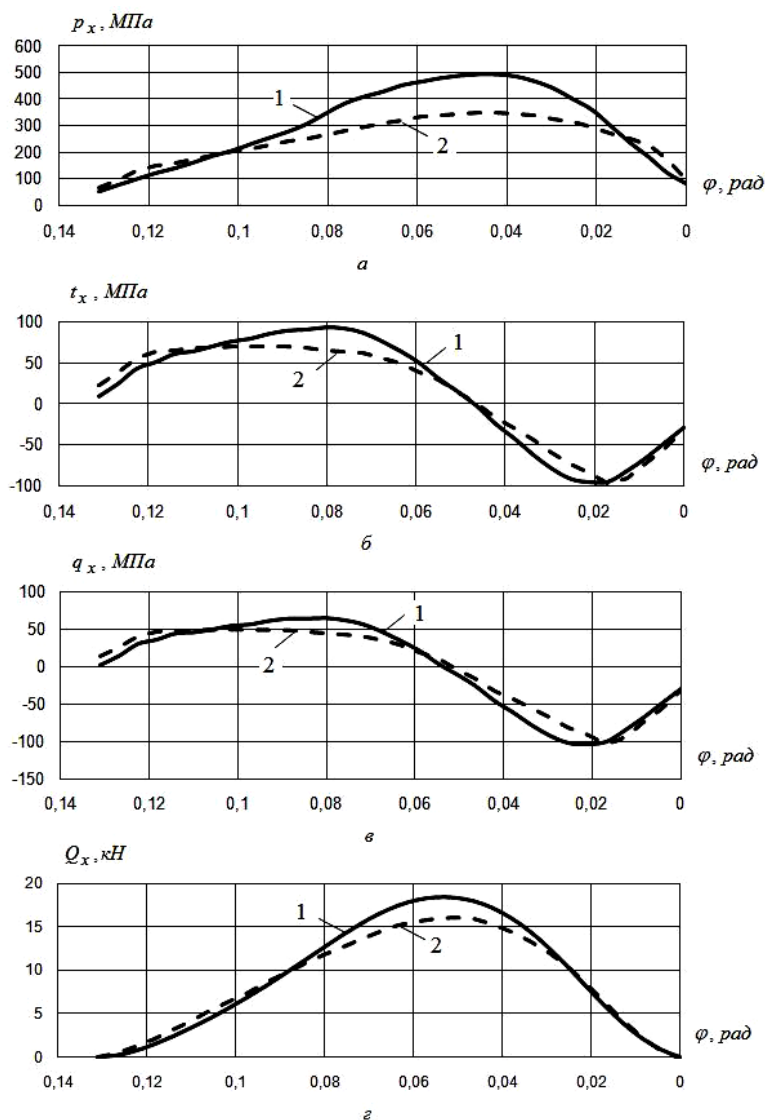
$$Q_x = Rb \int_{\varphi}^{\alpha_y} q_x d\varphi , \quad (3)$$

де Q_x – поточна результуюча сила в розмірній формі.

Відомо, що одним з критеріїв достовірності отриманих експериментальних епюр є рівність суми контактних сил нулю на виході металу з осередку деформації [7], тобто:

$$\int_{\gamma}^{\alpha} t_x \cos \varphi d\varphi - \int_0^{\gamma} t_x \cos \varphi d\varphi - \int_0^{\alpha} p_x \sin \varphi d\varphi = 0 . \quad (4)$$

Як випливає з останнього графіка (рис.1, в, крива 1), сума контактних сил або поточна сила Q_x на виході з валків дорівнює нулю. Отже, епюри контактних напружень були перевірені автором на рівновагу сил в перетині виходу металу з осередку де-



1 – з повітряною окалиною; 2 – з товстим шаром пічної окалини

Рисунок 1 – Експериментальні епюри розподілу контактних напружень (а, б) та результати теоретичних розрахунків напружень q_x (в) і сили

$$Q_x (\text{г}) \text{ при } \frac{l_d}{h_{cp}} = 2,69 \text{ (сталіні зразки)}$$

формації, тому вони є достовірними. Слід також зазначити, що всі інші експериментальні епюри контактних напружень є також врівноваженими та достовірними.

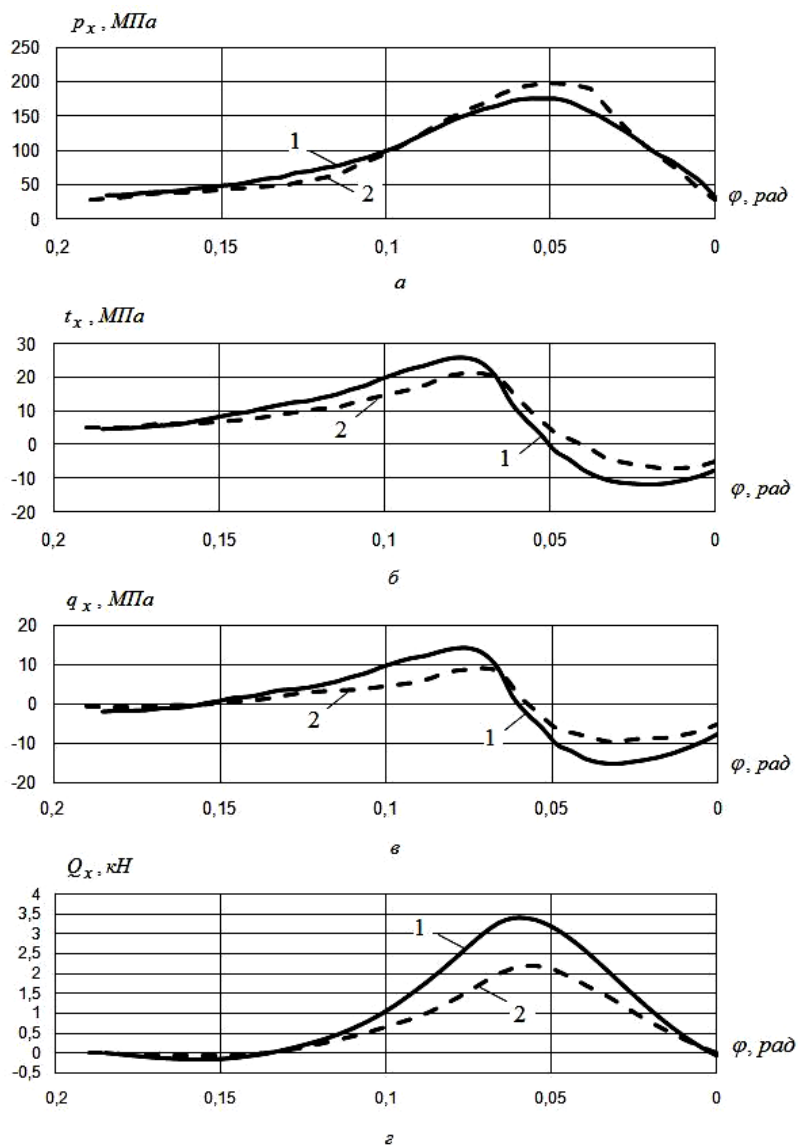
З епюри розподілу Q_x (рис.1, г, крива 1) випливає, що поточну результуючу горизонтальних контактних сил можна виділити і з експериментальних епюр контактних напружень. Крім цього, як видно, по всій довжині осередку деформації ця сила є позитивною, тому і критерій сталості K_{cm} буде більшим від нуля.

Таким чином, як показують попередні теоретичні дослідження [1-3], в цьому випадку процес є сталим, що відповідає умовам експерименту.

На рис.1, а, б (крива 2) представлено епюри контактних напружень при прокатці сталі для умов другого досліді (табл.1). Аналогічно попередньому випадку, були розраховані епюри q_x , Q_x , наведені нижче (криві 2), та значення K_{cm} .

Як і в попередньому випадку, в осередку деформації діє сила Q_x , яка впродовж зони контакту є лише позитивною, тільки в перетинах входження та виходу металу з валків вона приймає нульові значення. Отже, і критерій сталості K_{cm} , розрахований з епюри розподілу Q_x , буде позитивним, тому процес протікає в сталому режимі, що також відповідає умовам дослідів.

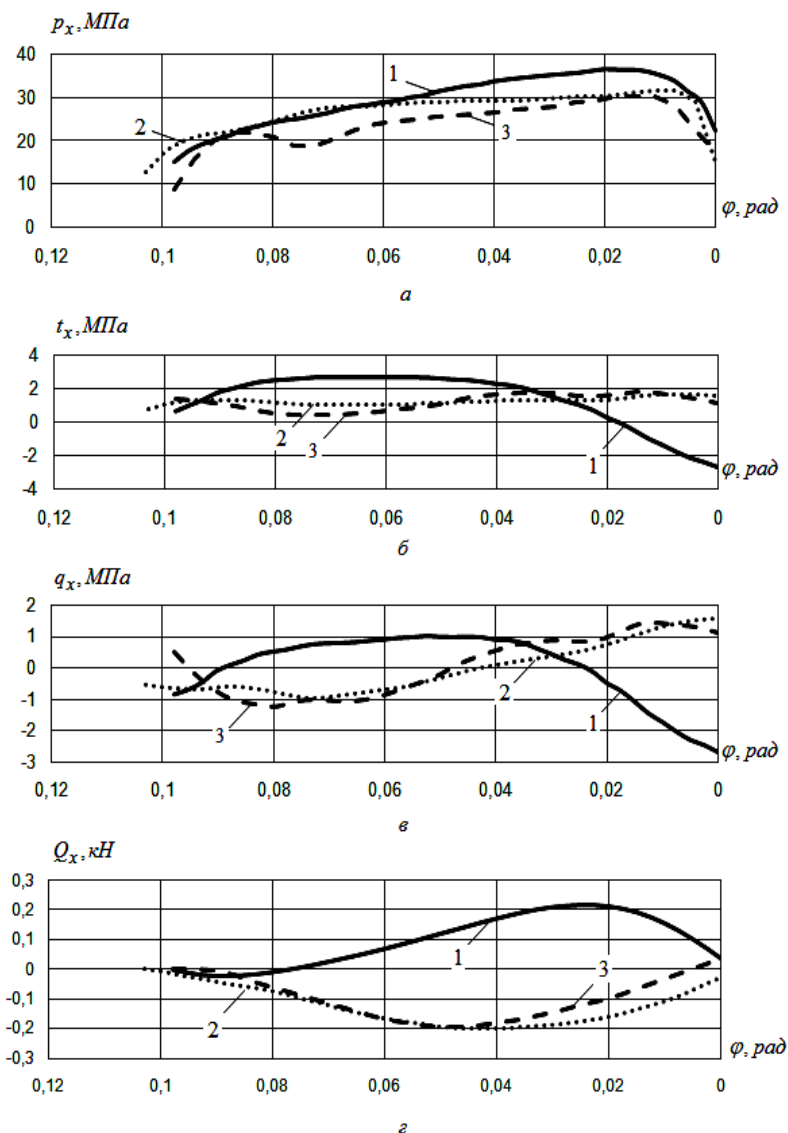
Далі розглянемо експериментальні епюри контактних напружень, отримані при деформації свинцю без застосування змащення [5]. На рис.2 наведено епюри контактних напружень та результати розрахунків q_x та Q_x при прокатці свинцю для умов дослідів 3 та 4 (табл.1).



$$1 - \frac{l_d}{h_{cp}} = 6,1; 2 - \frac{l_d}{h_{cp}} = 6,9$$

Рисунок 2 – Експериментальні епюри розподілу контактних напружень (а, б) та результати теоретичних розрахунків напружень q_x (в) і сили Q_x (г) при прокатці свинцевих зразків без змащення

Як і при прокатці сталі, деформування свинцю відбувається в сталому режимі, оскільки $K_{cm} > 0$. Це також відповідає умовам дослідів. Звернемо увагу на епюри контактних напружень, наведені на рис.2. Як видно з табл.1 (досліди 3 та 4), нормальні напруження та напруження тертя були отримані за умов, коли $\alpha_y > f_{cp}$. З теорії [8] відомо, що за цієї умови в осередку деформації виникають розтягувальні напруження на певній частині осередку деформації, а, отже, і розтягувальні сили. З епюр розподілу сил Q_x (рис.2, з, криві 1 та 2) видно, що на початку зони контакту вони негативні, тобто діють розтягувальні сили $Q_{xпр}$ [3].



$$1 - \frac{l_d}{h_{cp}} = 7; \quad 2 - \frac{l_d}{h_{cp}} = 4; \quad 3 - \frac{l_d}{h_{cp}} = 6$$

Рисунок 3 – Експериментальні епюри розподілу контактних напружень (а, б) та результати теоретичних розрахунків напружень q_x (в) і сили Q_x (з) (свинцеві зразки зі змащенням)

Друга частина теоретичних досліджень присвячена аналізу експериментальних епюр контактних напружень при прокатці зі змащенням, які наведено в роботі [6]. Умови прокатки при проведенні дослідів наведено в табл.1 (досліди 5-7).

На рис.3, криві 1 наведено епюри контактних напружень і графіки зміни горизонтальних напружень q_x та сили Q_x по довжині зони контакту для сталого процесу прокатки свинцю з машинним маслом (дослід 5). Як видно з рис.3, з, крива 1, на початку осередку деформації виникає зона дії розтягувальних сил ($Q_x < 0$), оскільки $\alpha_y > f_{cp}$. Однак область позитивних значень сили Q_x більша, тому $K_{cm} > 0$, і процес прокатки протікає в сталому режимі, що відповідає умовам експерименту.

В роботі [6] при проведенні досліджень впливу змащення на контактні напруження також були отримані епюри в умовах однозонного ковзання металу в осередку деформації (досліди 6 та 7). П.Л.Клименко відмічає: „... Процес прокатки при наявності лише зони відставання йде з періодичним буксуванням валків по металу”, тобто деформація не є сталою. У зв'язку з цим, як буде видно з епюр розподілу нормального напруження, на них спостерігаються періодичні коливання та провали.

Проаналізуємо характер зміни напружень q_x , сили Q_x в цих випадках деформації. Епюри контактних напружень при несталому процесі прокатки, а також результати теоретичних розрахунків напружень q_x та сили Q_x наведено на рис.3, криві 2 та 3. Аналізуючи криві поздовжніх напружень q_x , можна помітити, що їх розподіл протилежний раніше розглянутим випадкам. Значення сили Q_x в обох випадках по всій довжині осередку деформації (крім граничних перетинів) є негативними, тому $K_{cm} < 0$, і, як показують попередні теоретичні дослідження, сталий процес прокатки в цьому випадку є неможливим, що підтверджується умовами експериментів.

Таким чином, як теоретичні дослідження [1-3], так і аналіз дослідних епюр контактних напружень показують, що критерій сталості K_{cm} , розрахований з епюр розподілу поточної результуючої горизонтальних контактних сил Q_x , в залежності від параметрів прокатки може приймати різні значення і характеризувати сталість процесу деформації.

Висновки. Теоретично визначено сталість процесу прокатки на основі дослідних епюр контактних напружень. Проаналізовано дані сталої прокатки сталі, свинцю із застосуванням мастила та без нього, а також процесів з пробуксовками металу в валках. Теоретично підтверджено випадки сталої та несталої дослідної прокатки за допомогою показника поздовжньої сталості процесу деформації K_{cm} .

Таким чином, даний метод є універсальним та може використовуватися як компонент для розрахунків параметрів і оптимізації процесу прокатки.

ЛІТЕРАТУРА

1. Максименко О.П. Уточнение условий продольной устойчивости процесса прокатки / О.П.Максименко, Р.Я.Романюк // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2011. – №1. – С.41-43.
2. Максименко О.П. Методика оценки продольной устойчивости процесса прокатки / О.П.Максименко, Р.Я.Романюк // *Вестник Национального технического университета „Харьковский политехнический институт”*. – Харьков: НТУ “ХПИ” – 2009. – №33. – С.84-90.

3. Романюк Р.Я. Підвищення поздовжньої сталості процесу тонколистової прокатки на основі розвитку теоретичних положень щодо контактної взаємодії полоси з валками: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.03.05 „Процеси та машини обробки тиском” / Р.Я.Романюк. – Дніпропетровськ, 2012. – 19с.
4. Чекмарев А.П. Анализ процесса прокатки по данным о распределении контактных напряжений / А.П.Чекмарев, П.Л.Клименко // Теория прокатки: материалы Всесоюз. науч.-техн. конф. „Теоретические проблемы прокатного производства”; [под ред. А. П. Чекмарева]. – М.: Металлургия, 1975. – С.33-37.
5. Чекмарев А.П. Методы исследования процессов прокатки / А.П.Чекмарев, С.А.Ольдзиевский. – М.: Металлургия, 1969. – 294с.
6. Клименко П.Л. Контактные напряжения при прокатке с технологической смазкой / П.Л.Клименко // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Т. 8. Пластична деформація металів. – Дніпропетровськ: „Системні технології”. – 2005. – С.44-49.
7. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке / А.П.Грудев. – М.: Металлургия, 1973. – 288с.
8. Целиков А.И. Теория продольной прокатки / А.И.Целиков, Г.С.Никитин, С.Е.Рокотян. – М.: Металлургия, 1980. – 320с.

Надійшла до редколегії 04.02.2014.