

РАЗДЕЛ «МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ»

УДК 669.184.244.66

ЧЕРНЯТЕВИЧ А.Г., д.т.н., профессор
СИГАРЕВ Е.Н., к.т.н., доцент
ЧУБИНА Е.А., аспирант

Днепродзержинский государственный технический университет

ИННОВАЦИОННАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ФОРМИРОВАНИЯ ОГНЕУПОРНОГО ГАРНИСАЖА НА ФУТЕРОВКЕ КОНВЕРТЕРА

Из використанням низькотемпературного та чисельного моделювання досліджені особливості гідро- та термогазодинамики формування вогнетривкого гарнісажу на поверхні футерівки кисневого конвертера.

С использованием низкотемпературного и численного моделирования исследованы особенности гидро- и термогазодинамики формирования огнеупорного гарнисажа на поверхности футеровки кислородного конвертера.

With use cold and numerical simulation the features of hydrodynamics and thermogasdynamics of shaping a refractory stratum on a surface lining the oxygen converter are investigated

Введение. Применение в мировой металлургической практике технологии защиты футеровки кислородного конвертера путем нанесения шлакового гарнисажа [1] наряду с факельным торкретированием и подваркой футеровки позволило увеличить срок кампании агрегата до 35000-40000 плавов [2]. В то же время, наряду с положительным эффектом, используемые технологии имеют ряд недостатков. Так, увеличение содержания оксида магния в шлаке с целью подготовки его к последующей раздувке до 8-14% по ходу продувки сопровождается ухудшением условий плавки и рафинирующих свойств шлака, приводит к интенсивному заметалливаню оборудования. Использование в процессе раздувки только части подготовленного конечного шлака приводит к нерациональному использованию присаженных дорогостоящих магниезиальных шлакообразующих (ИМФ, ФОМ, СМГ). Кроме того, штатная верхняя кислородная фурма не приспособлена для эффективной раздувки шлака.

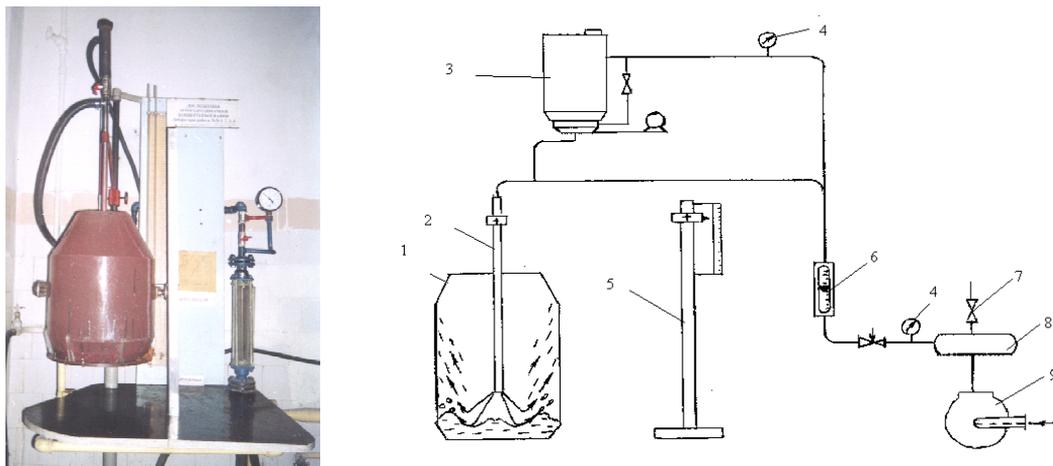
Одним из определяющих моментов технологии является затвердевание капель жидкого шлака непосредственно на футеровке с одновременным приобретением необходимых огнеупорных свойств. Однако воздействие высокотемпературного факела торкрет-массы на предварительно нанесенный шлаковый гарнисаж зачастую является причиной разрушения последнего.

Постановка задачи. Для совершенствования технологии необходима достоверная информация об особенностях гидрогазодинамики при раздувке расплава шлака газовыми или газопорошковыми струями, а также массо- и теплообмена в торкрет-факеле при торкретировании футеровки конвертера.

Разработанные и численно реализованные модели гидродинамики и теплообмена в полости конвертера [3, 4], создания шлакового гарнисажа при раздувке шлака струями азота [5], диссоциации карбонатов [6] позволили выявить отдельные значимые параметры и условия проведения операций по формированию гарнисажа применительно к известным технологическим приемам. В то же время, особенности гидрогазодинамики расплава шлака и термогазодинамики торкрет-факела при осуществ-

влении совмещенных операций раздувки шлака и факельного торкретирования конвертера [7] практически не исследованы.

Результаты работы. С учетом сложности проведения производственных экспериментов по проверке новых вариантов технологии нанесения гарнисажа выполнили низкотемпературное моделирование гидрогазодинамических процессов, сопровождающих раздувку шлакового расплава газовыми и газо-порошковыми струями, в том числе с одновременным нанесением огнеупорного порошка на поверхность футеровки конвертера. Эксперименты проводили на прозрачной плексигласовой модели конвертера (рис.1) с использованием переоборудованной установки [7], позволяющей реализовать раздувку окрашенного в желтый цвет



1 – плексигласовая модель конвертера; 2 – фурма; 3 – флюсопитатель роторного типа для подачи порошка; 4 – манометры; 5 – устройство крепления и перемещения фурмы; 6 – ротаметр; 7 – вентили; 8 – ресивер; 9 – компрессор

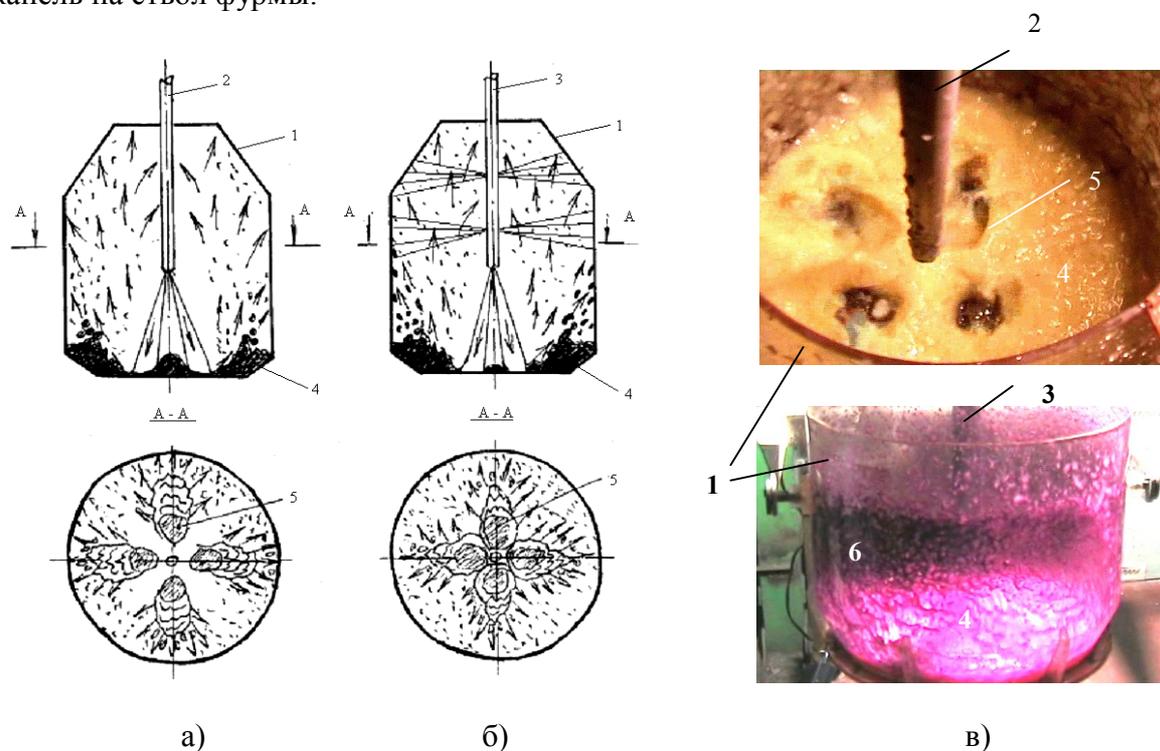
Рисунок 1 – Фотография (а) и принципиальная схема (б) установки низкотемпературного моделирования нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера

крахмального клейстера, имитирующего шлак, воздушными и воздушно-порошковыми струями с формированием шлакового гарнисажа (рис. 2,а), а также подачу на предварительно ошлакованные стены конвертера порошкообразного материала в струях воздуха (рис.2,б).

В последнем случае продувочная фурма была снабжена двумя независимыми трактами подачи газа к сменным двух-, трех- и четырехсопловым наконечникам ($d_{ц} = 3\text{мм}$, $\alpha = 20^\circ$) и газо-порошковой смеси к двум боковым соплам ($d_{ц} = 3\text{мм}$), расположенным на стволе фурмы на расстоянии 80 мм от торцевой части. При этом расположение сопел в наконечнике и на стволе фурмы обеспечивало возможность нанесения торкрет-покрытия на предварительно сформированный шлаковый гарнисаж на футеровке конвертера в процессе вращения фурмы вокруг своей оси (рис. 2,б).

Установлено, что в технологии, предусматривающей применение конструкции фурмы (рис. 2,а), наиболее рациональным приемом является организация взаимодействия перемещающихся газовых или газо-порошковых струй с жидкой ванной в режиме пробоя струями столба жидкости с образованием отраженных от днища обратных газовых или газо-порошковых потоков, формирующих реакцию зону из обособленных эллипсоидных кратеров (рис. 2,в). Вынос капель шлака, увлекаемых обратным отраженным потоком газа, преимущественно направлен на стены конвертера. Зона максимального брызгоуноса из обособленного кратера сосредоточена на стороне воздействия

отраженного газового либо газо-порошкового потока на жидкость, т.е. в ближнем к стене конвертера полуобъеме эллипсоидного кратера. С приближением торца накопника фурмы к уровню жидкого шлака возрастает интенсивность направленного выброса капель на верхние горизонты футеровки конвертера с минимальным попаданием капель на ствол фурмы.



1 – конвертер; 2 – обычная фурма; 3 – фурма для раздувки шлака и торкретирования; 4 – шлаковая ванна; 5 – основание эллипсоидного кратера; 6 – нанесенный гарнисаж

Рисунок 2 – Схемы взаимодействия газовых струй со шлаковой ванной при использовании 4-х соплового (а) и 12-ти соплового (б) наконечников и картина нанесения гарнисажа (в)

При неизменных значениях скорости вращения фурмы и интенсивности подачи газового или газо-порошкового дутья уменьшение числа сопел в наконечнике фурмы с четырех до двух при более высоком расположении фурмы над ванной не отражается на качестве нанесения шлакового гарнисажа, что связано с возрастанием импульса струй, воздействующих на шлаковый расплав.

Необходимо отметить, что при реализации на практике технологии нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера посредством раздувки конечного жидкого шлака газо-порошковыми струями возможно быстрое загущение шлака с прекращением брызгоуноса на стены конвертера. Выходом из создавшегося положения может быть второй технологический процесс (рис. 2,б), когда нанесение шлакового гарнисажа на футеровку конвертера осуществляется с помощью перемещающейся торкрет-фурмы. При этом за счет непосредственного воздействия на шлаковую ванну перемещающихся наклонных газовых струй осуществляется формирование шлакового гарнисажа, в который сразу же впрессовываются частицы порошкообразного магнезиального шлакообразующего материала, подаваемые в направленных на стены конвертера газовых струях, истекающих из боковых сопел торкрет-фурмы (рис. 2,в).

Возможность замены значительной части огнеупорной составляющей торкрет-массы необожженными дешевыми карбонатными материалами (пылью известняка, сырыми доломитом и магнезитом) показана ранее [6]. Последовательная замена обожжённых огнеупорных частиц на необожжённый карбонат потребует затраты части теплоты горения угля на процесс диссоциации карбоната и отразится на газодинамических показателях торкрет-факела.

Математическое описание особенностей термогазодинамики торкрет-факела с использованием в качестве огнеупорной составляющей необожженных карбонатов проводили с учетом следующих предположений. Диспергированные частицы угля и карбонатного материала инжектируются сжатым сухим воздухом через сопло диаметром 0,028 м по схеме (рис. 2,б). Размер соосного кольцевого зазора определяется по диаметру сопел (0,058 и 0,050 м соответственно). Между ними остаётся цилиндрическое пространство, равное толщине стенки внутреннего сопла, выполняющее функцию компенсации расширения сжатых струй воздуха и кислорода.

Кольцевое сечение зоны факела, на протяжении которой сжатая струя сбрасывает давление до нормального (зона I), рассчитывали по величине заданного расхода газа и перемещения газовой струи со звуковой скоростью. Полученный эквивалентный диаметр $D_{ЭКВ} = 2R_{ЭКВ} \approx 0,049$ м можно считать динамическим калибром струи с уравненным с окружающей средой давлением.

Во второй зоне факела происходит воспламенение летучих угля и быстрый прогрев объёма газов до температуры конвертера, что вызывает рост объёма газов, что поддерживает прежнюю критическую скорость газа и приводит к росту диаметра факела.

Третья, основная зона торкрет-факела является многофазной. Здесь в окислительном газовом потоке находятся пылевидные частицы угля, необожжённого и обожжённого карбоната. В этой зоне сгорает основная масса углерода, зола превращается в жидкие капли, пылинки огнеупора нагреваются, частицы карбоната диссоциируют, а продукты диссоциации нагреваются.

Четвёртой зоной торкрет-факела является пристеночная зона, которая образуется из-за удара струи с большим динамическим напором в препятствие – футеровку конвертера. Под действием динамического напора на стену возникает область противодавления, под действием которой факел «расплёскивается» во все стороны от оси и протекает вдоль поверхности стены. Огнеупорный порошок, нагретый в третьей зоне, попадая вместе с капельками жидкой золы угольных частиц, наслаивается на футеровку. Во вновь образующемся слое продолжают процессы твёрдофазного взаимодействия между частицами, оставшимися от исходной торкрет массы, и с футеровкой. Процессы в факеле осуществляются в условно-стационарном режиме.

Для математического описания процессов в третьей зоне определяли геометрические параметры факела, разбивали её на параллельные слои-«шайбы» и рассматривали процессы в каждом слое в радиальном направлении.

Зона физического расширения сжатой газовой струи. Сжатый до P_0 кислород в кольцевом цилиндрическом сопле снижает давление до $P_{ВЫХ}$ согласно

$$P_{ВЫХ} = P_0 \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{1}{k-1}}, \quad (1)$$

после чего выбрасывается в рабочее пространство конвертера, где продолжает расширяться до нормального давления этого пространства ($k=1,4$). То же происходит и с вводимым через осевое цилиндрическое сопло потоком сжатого до P'_0 газа-носителя пыли. Между обоими потоками, кислородным и пылевоздушным, имеется пространство, по толщине равное толщине внутреннего сопла. Потоки сливаются, что позволяет определить

их выходной диаметр (динамический калибр факела) в момент, когда давление струй достигнет давления в окружающей среде. Длину I-й зоны определяли по выражению

$$l_I / d_{\text{эКВ}} = 7,1 \bar{\rho}^{-0,22}, \quad (2)$$

где $\bar{\rho} = \frac{\rho_{\text{ср}}}{\rho_{\text{вых}}}$ – отношение плотности среды и выходного потока.

На начальном участке факела из сопел выходят 2 потока: сжатый кислород и пылевоздушный поток. Они соприкасаются между собой, а кислород внешней стороной контактирует с рабочей средой конвертера. Расчётная по (2) длина l_I для пары “кислород/среда” составляет 6,65 калибров, а для пары “кислород/пылевоздушный поток” – 42 калибра. Учитывая то, что оба потока соединяются за счёт интенсивной турбулизации более быстрым кислородным потоком пылевоздушного потока, можно оценить общую длину I-й зоны:

$$l_I = \left(\frac{42 \cdot 0,028 + 6,65 \cdot 0,056}{2} \right) = 0,78 \text{ м}, \quad (3)$$

что в нашем случае составит $0,78/0,488=16$ калибров.

Зона теплового расширения пылегазовой струи. При допущении о цилиндрической форме струи расчётный диаметр общего сечения отверстий сопел близок к эквивалентному.

В следующей зоне струи происходит интенсивный нагрев газа за счёт теплового воздействия окружающей среды и воспламенения летучих угля. Вызванный этим рост объёма газа приводит к последовательному увеличению радиуса струи, расчётная величина которого по этой причине составляет около 26° , т.е. практически совпадает с углом расширения затопленной изотермической струи. Поскольку в реальных условиях чёткая граница между I-й и II-й зонами отсутствует и процесс воспламенения летучих угля может начаться раньше второй зоны, то принимаем угол раскрытия второй зоны струи такой же, как у затопленной изотермической струи – 22° . Длина этой зоны (3÷6 калибров) практически совпадает с начальным участком дозвуковой турбулентной струи. Согласно [8] зависимость скорости потока на оси от длины перемещения струи:

$$\frac{\omega_{\text{ось}}}{\omega_{\text{вых}}} = \left\{ 1 - \exp \left[- \left(\frac{d_{\text{эКВ}} / x}{C \sqrt{2}} \right)^2 \right] \right\}^{0,5}, \quad (4)$$

перерастая в гиперболическую зависимость при больших x .

Здесь x – общая длина пути, включая начальный участок, на котором сохраняется звуковая скорость струи, т.е. длина пути в третьей зоне плюс начальный участок (x_0);

$$C = 0,102 \left(\frac{4d_{\text{эКВ}}}{x_0} \right) - \text{постоянная.}$$

Уравнение (4) справедливо для участка свободной струи вплоть до зоны пристеночного торможения. На расстоянии x_0 осевая скорость падает не более, чем на 5%.

Основная зона факела. В этой зоне продолжается нагрев потока, однако менее интенсивный и практически по всей длине зоны. Поэтому внешний слой газового потока, движущегося с большой скоростью, начинает эжектировать прилегающие объёмы газовой среды и частично смешиваться с ними, что вызывает эффект снижения скорости внешних слоёв потока, который распространяется к оси факела.

Используем известные эмпирические выражения распределения скоростей и концентраций газа и твёрдых пылинок по радиусу сечения факела, приняв допущение о

различных углах раскрытия пылевоздушной части факела (14°) и чисто газовой оболочки (22°).

$$\frac{v}{v_{ось}} = \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^{3/2} \right]^2. \quad (5)$$

В качестве независимого параметра процесса выберем время перемещения газа вдоль оси факела. На основную зону факела (конус) наносим условные сечения через равные расстояния, кратные динамическому калибру факела. Расходы кислорода и пыли перераспределяются в основной зоне факела по кривым рис.3.

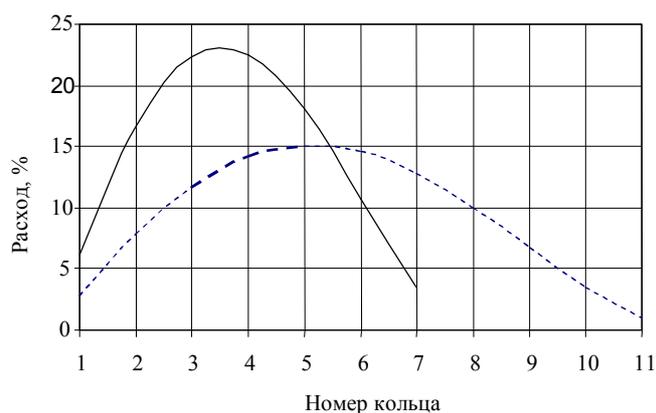


Рисунок 3 – Распределение объемных расходов O_2 и частиц материала в соответствии с распределением скоростей в площади колец сечения торкрет-факела

Согласно представленным зависимостям максимум расхода приходится на средний радиус поперечного сечения потока. Рис.3 отражает неравномерное соотношение мольных концентраций кислорода и углерода в различных участках потока, способное привести к неполному окислению углерода в основной зоне факела.

Пристеночная зона факела. Её расчёт основывается на заданной величине расхода материалов с учётом возможных химических реакций и том факте, что струя газов, достигшая стены конвертера, должна растекаться вдоль этой стены, расходуя динамический напор на движение газа и его отталкивание от стены.

Часть динамического напора струи превращается в противодействие, которое имеет радиальное распределение, антибатное распределению напора струи в факеле у самой пристеночной зоны. Распределение напора имеет закон, выведенный из выражения (5), но для большей площади сечения факела $R = m \cdot R \left(m = 1 \div \frac{1}{8} \pi D_{конв} \right)$.

$$\frac{\rho v^2}{\rho v_{ось}^2} = \left[1 - \left(\frac{r}{R} \right)^{3/2} \right]^4 = \frac{P}{P_{ось}}. \quad (6)$$

При повороте потока в пристеночной зоне факела распределение скоростей сохраняется, но форма потока из конической превращается в колокольную. По мере удаления от оси при постоянстве расхода кислорода и пыли площадь поперечного сечения потока каждого дифференциального слоя уменьшается. Вызываемая резким изменением направления потока газа его турбулизация способствует смешиванию угольных частиц с остатком кислорода и их дожиганию в пристеночной зоне. Радиус пристеночной зоны на поверхности футеровки не превышает $1/8$ длины окружности конвертера на горизонте действия факела.

Выводы. В результате проведенного низкотемпературного и численного моделирования новых вариантов процессов ошлакования футеровки конвертера исследованы особенности и показана возможность практической реализации предложенных технологий формирования защитного гарнисажа на футеровке конвертера.

Пылинки огнеупора, карбоната или продукта его диссоциации остаются твёрдыми вплоть до контакта с поверхностью футеровки. Наличие примесей в карбонатном огнеупорном материале снижает температуру их плавления и способствует эффекту прилипания к футеровке.

При известном распределении расходов кислорода и углерода по сечению потока в начале основной зоны факела, распределении объёмных расходов кислорода и частиц материала по сечению торкрет-факела можно оценить их отклонение в пристеночном потоке и рассеяние на поверхности футеровки в зависимости от массы частиц.

ЛИТЕРАТУРА

1. Macanley D. Engineering developments lead to greater economy // Steel Times International.–1996. V.20. – №5. – P.12-14.
2. Sian C., Wenyuan Y., Conglie Z. Slag splashing for BaO Steel's 300 metric ton BOF and crystal llographic structure of its slag // Iron and Steelmaker. – 2000. – № 7. – P.39-41.
3. 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.
4. Математична модель процесів теплообміну при ремонті футерівки конвертера шляхом факельного торкретування / А.Г.Чернятевич, С.С.Самохвалов, О.С.Самохвалов та інш. // Математичне моделювання. – 2003. – №2(10). – С.83-86.
5. Отработка технологии нанесения шлакового гарнисажа на футеровку 375-т конвертеров / Р.С.Тахаутдинов, В.Г.Овсянников, Т.К.Прищепова и др. // Сталь. – 1999. – №11. – С.27-28.
6. Модель процесса диссоциации карбонатных огнеупорных материалов в торкрет-факеле /Е.Н.Сигарев, О.Л.Костелов, А.Г.Чернятевич и др. // Металл и литье Украины. – 2005. – № 9-10. – С.33-36.
7. Исследование процесса нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера с использованием фурм, приспособленных для раздувки шлака и факельного торкретирования / Е.В. Протопопов, А.Г. Чернятевич, В.В. Соколов и др. // Труды восьмого конгресса сталеплавильщиков (г. Нижний Тагил, 18-22 октября 2004 г.), М.: ОАО «Черметинформация», 2005. – С.133-139.
8. Martin H. Heat and mass transfer between impinging gas jets and solid surfaces. – in: Advances in heat Transfer, 1977, vol. 13, pp.1-60. (перевод ВЦП №А-88818).

УДК 669.184.244

СИГАРЕВ Е.Н., к.т.н., доцент
ЧЕРНЯТЕВИЧ И.В., аспирант

Днепродзержинский государственный технический университет

ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ПОЛЯ В МОДЕРНИЗИРОВАННОМ НАКОНЕЧНИКЕ КИСЛОРОДНОЙ ФУРМЫ

Из використанням математичної моделі досліджені особливості розподілу температури у суцільноточеному кінцевіку одноконтурної 5-ти соплової кисневої фурми із модернізованим периферійним підведенням охолоджуючої води.

С использованием математической модели исследованы особенности распределения температуры в цельноточенном наконечнике одноконтурной 5-ти со-

пловой кислородной фурмы с модернизированным периферийным подводом охлаждающей воды.

With use of a mathematical model the features distribution of temperature in a continuous tip single-circuit with 5 nozzles an oxygen tuyere with upgraded peripheral submission of cooling water are investigated.

Введение. Со времени появления кислородно-конвертерного процесса с верхней продувкой через водоохлаждаемую фурму требования к надежности и стойкости дутьевых устройств значительно возросли. Достигнутая средняя стойкость сварных наконечников верхних кислородных фурм в конвертерных цехах Украины и России в основном не превышает 50-80 плавов, что свидетельствует о необходимости совершенствования их конструкций. Известно, что применение для верхней кислородной продувки новых конструкций штампованно-сварных наконечников фурм привело к повышению стойкости последних в 2-3 раза [1]. В то же время, по зарубежным данным [2] многосопловые наконечники, изготовленные в виде комбинированных ковано-паяно-сварных изделий с отсутствием сварных швов по кромкам сопел, обеспечивают среднюю стойкость 400-450 плавов и стабильные режимы продувки. Согласно сообщениям фирмы "Саар-Металверке" рекордный срок службы 5-ти сопловой головки фурмы составил 1119 плавов.

Постановка задачи. Такие результаты, в основном, достигнуты использованием комбинированных ковано-сварных и паяных конструкций наконечников фурм, обладающих преимуществами по сравнению с литыми [2], а тем более со сварными конструкциями. К основным причинам выхода наконечников фурм из строя относят [1] разрушение наружных сварных швов в месте соединения сопловых вкладышей с нижней чашей в результате их вымывания, разгара или термонапряжений.

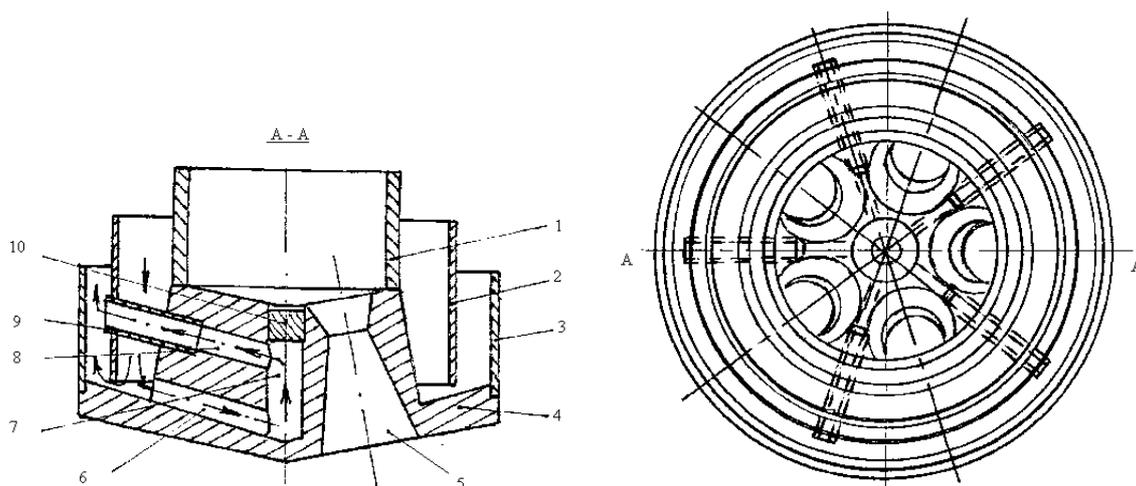
Применение цельноточенных сопловых блоков, при отсутствии на торцевой поверхности нижней чаши сварных швов, по-видимому, позволит исключить либо существенно снизить вероятность выхода наконечников из строя по причине разрушения шва.

Использование специальных дополнительных цилиндрических проточек для прохода периферийной охлаждающей воды в модернизированном наконечнике (рис.1) должно обеспечить эффективное охлаждение как периферийной поверхности, так и центра сопловых блоков за счет исключения застойных зон в межсопловом пространстве.

В отличие от известных схем охлаждения в данном случае охлаждающая вода поступает к наконечнику 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 пяти нижним радиальным межсопловым проточкам направляется в центр блока, а затем по вертикальной и через пять верхних радиальных проточек со вставленными отводящими трубками направляется в тракт отвода охлаждающей воды между рассекателем и наружной трубой.

В данном случае повышение стойкости цельноточенного наконечника посредством предотвращения обычно наблюдаемого межсоплового разгара будет зависеть от выбранного перераспределения потоков охлаждающей воды и конструктивных параметров соплового блока, обеспечивающих необходимое, с точки зрения износа, температурное поле в межсопловом пространстве и на периферии медного блока.

Принципиальные сложности прямых экспериментальных исследований особенностей теплообмена в объеме водоохлаждаемого соплового блока предполагают необходимость использования численного моделирования.



1 – штуцер; 2 – рассекатель; 3 – наружная труба; 4 – сопловый блок;
5 – сопло Лавала; 6 – нижние радиальные проточки; 9 – отводящие трубки; 10 – пробка

Рисунок 1 – Схема конструкции цельноточенного наконечника

Результаты работы. В настоящей работе с применением методов численного моделирования исследованы особенности распределения температуры в наконечнике верхней кислородной фурмы с применением цельноточенного соплового медного блока (рис. 1), в котором под углом 20° к вертикали размещены 5 сопел Лавала критического диаметра 35 мм, формирующих сверхзвуковые струи при расходе кислорода $380-400 \text{ м}^3/\text{мин}$ и диаметром наружной трубы фурмы 219 мм. Расход воды на охлаждение – $80-120 \text{ м}^3/\text{час}$.

Для исследования использована математическая модель, которая, в отличие от работы [3], где приведены результаты расчетов изменения температуры внутренней поверхности наконечника традиционной конструкции в зависимости от плотности теплового потока на торцевую часть фурмы для различных значений скорости охлаждающей воды, предназначена для исследования температурных полей во всем объеме цельноточенного наконечника, существенно определяющихся конструкцией устройства.

Поскольку рассматриваемый цельноточенный медный 5-ти сопловый наконечник симметричен относительно оси вращения на угол $2\pi/5$, в качестве расчетной области был выбран объемный сектор с угловым размером $\pi/5$, изображенный на рис. 2. Расчет производился в цилиндрических координатах на равномерной разностной сетке с использованием консервативного метода элементарных тепловых балансов [2].

Объем и площадь граней трехмерной ячейки в цилиндрических координатах определяются расстоянием r от центра ячейки до оси:

$$\left. \begin{aligned} V(r) &= r \Delta r \Delta z \Delta \varphi, \\ S^1(r) &= \left(r - \frac{\Delta r}{2} \right) \Delta z \Delta \varphi, \\ S^2(r) &= \left(r + \frac{\Delta r}{2} \right) \Delta z \Delta \varphi, \\ S^3(r) &= S^4(r) = r \Delta r \Delta \varphi, \\ S^5(r) &= S^6(r) = \Delta r \Delta z \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

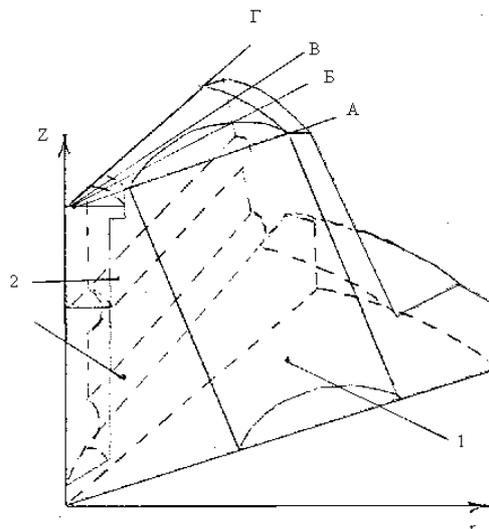


Рисунок 2 – Расчетная область: 1 – сопло; 2 – проточки для охлаждающей воды.
А–Г – вертикальные сечения расчетной области

Нумерация ячеек производится тремя индексами i, j, k , причем i нумерует ячейки в направлении изменения радиуса r , j – угла φ , а k – оси z .

Для облегчения задания граничных условий [3] расчетную область будем окаймлять одним слоем элементарных ячеек. Поэтому, в частности, ближайшая к оси симметрии ячейка будет нумероваться как $(2, j, k)$. При таком соглашении о нумерации и с учетом равномерности сетки $r=(i-1,5)\Delta r$ систему выражений (1) можно представить как:

$$\left. \begin{aligned} V_i &= (i-1,5)\Delta z \Delta r^2 \Delta \varphi, \\ S_i^1 &= (i-2)\Delta r \Delta z \Delta \varphi, \\ S_i^2 &= (i-1)\Delta r \Delta z \Delta \varphi, \\ S_i^3 &= S_i^4 = (i-1,5)\Delta r^2 \Delta \varphi, \\ S_i^5 &= S_i^6 = \Delta r \Delta z \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

(ввиду отсутствия зависимости от j и k эти индексы не указаны).

Для записи разностного уравнения теплопроводности отношения площади боковых поверхностей ячеек к их объему $\sigma=S/V$ представлены в виде:

$$\sigma_i^1 = \frac{i-2}{i-1,5} \frac{1}{\Delta r}, \quad \sigma_i^2 = \frac{i-1}{i-1,5} \frac{1}{\Delta r}, \quad \sigma^3 = \sigma^4 = \frac{1}{\Delta z}, \quad \sigma_i^5 = \sigma_i^6 = \frac{1}{i-1,5} \frac{1}{\Delta r \Delta \varphi}. \quad (3)$$

С ними температура в центре каждой ячейки вычисляется в момент времени $t = n\tau$ по явной консервативной разностной схеме:

$$T^{n+1} = T^n - \tau [(q\sigma)^2 - (q\sigma)^1 + (q\sigma)^4 - (q\sigma)^3 + (q\sigma)^5 - (q\sigma)^6] / C\rho, \quad (4)$$

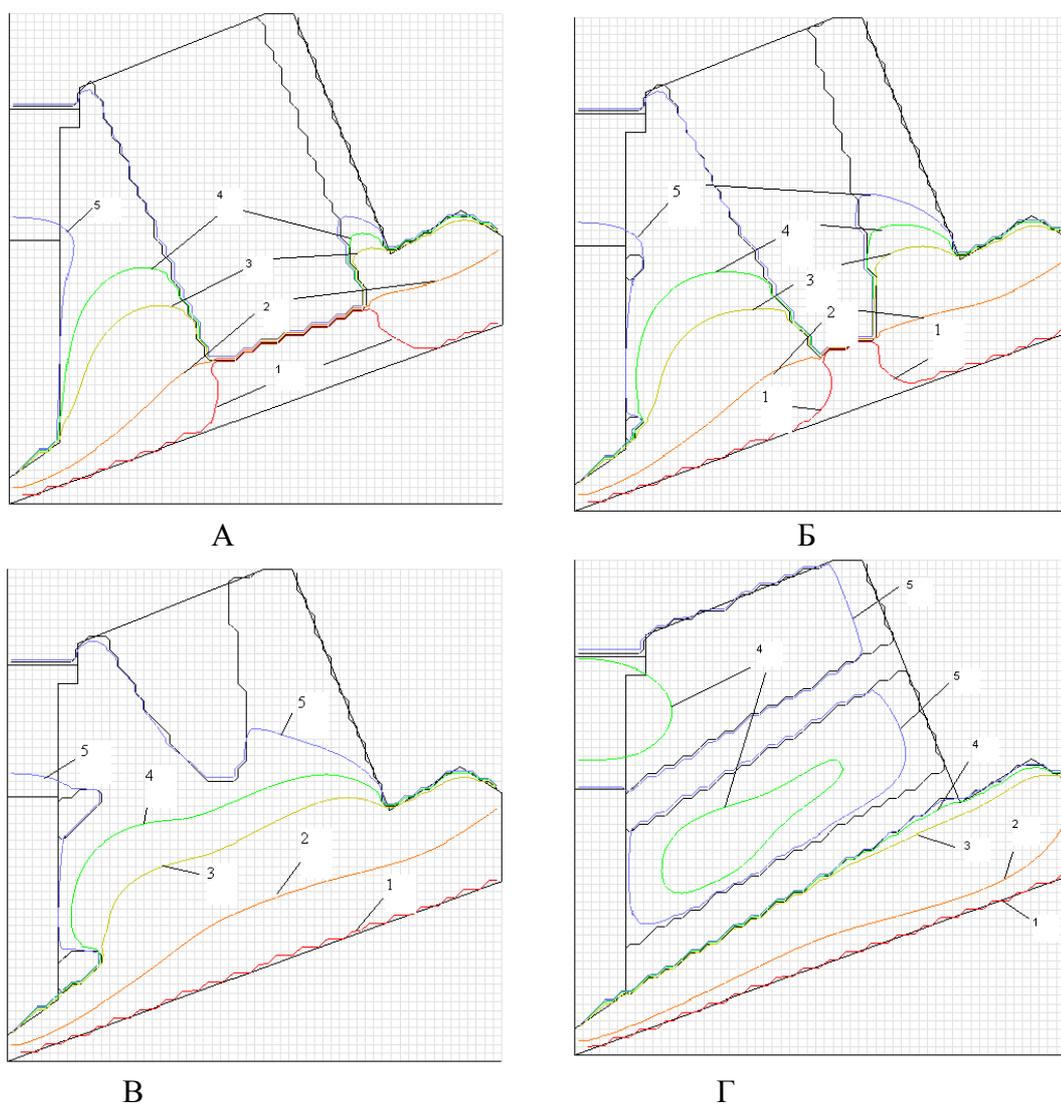
где τ – шаг по времени, C – теплоемкость, ρ – плотность, q – тепловой поток через соответствующую грань ячейки. Внутри расчетной области

$$q^{\Gamma p} = \lambda^{\Gamma p} (T_t - T_b) / \Delta, \quad (5)$$

где Δ – расстояние между центрами ячеек, разделенных рассматриваемой гранью, и $\lambda^{\Gamma p}$ – эффективный коэффициент теплопроводности среды на грани, вычисляемый по формуле:

$$\lambda^{\Gamma p} = \frac{2\lambda_t \lambda_b}{\lambda_t + \lambda_b}. \quad (6)$$

В приведенных формулах пространственные индексы опущены, а индексы t и b соответствуют значениям переменных при большем и меньшем пространственном индексе соответственно.



Буквы (А-Г), помечающие вертикальные сечения на рис.2, соответствуют буквам под рисунком Рисунок 3 – Температурные поля в наконечнике фурмы

Граничные условия в соплах на внешней и внутренней поверхностях головки фурмы задавались в соответствии с данными, детально описанными и проанализированными в работе [3], применительно к условиям продувки ванны 160-т конвертеров.

Расчет производился для медного цельноточенного наконечника фурмы с наружным диаметром 219 мм и прочими геометрическими характеристиками, которые можно определить из рис. 1 и 2. Тепловой поток к нижней поверхности наконечника фурмы принят 5 МВт/м^2 . Рассматривались три значения расхода охлаждающей воды: 80, 100 и $120 \text{ м}^3/\text{час}$. На рис. 3 приведены вертикальные сечения с результатами расчетов для расхода воды $80 \text{ м}^3/\text{час}$. Изотермы 1 соответствуют температуре плавления меди 1083°C , 2 – 500°C , 3 – 100°C , 4 – 60°C и 5 – 41°C .

Исходя из приведенных на рис. 3 данных наиболее опасной, с точки зрения разгара, является периферийная часть наконечника. Результаты расчета позволяют оценить вероятность возможного торцевого износа соплового блока при выбранных конструктивных параметрах наконечника.

Выводы. С использованием математической модели пространственного расчета температуры в теле соплового блока наконечника верхней кислородной фурмы, учитывающей сложную геометрию конструкции цельноточенного наконечника, исследованы температурные поля. Результаты расчетов могут быть использованы для оптимизации конструкции соплового блока наконечника для повышения его стойкости.

ЛИТЕРАТУРА

1. Усовершенствование конструкции наконечника кислородной фурмы для конвертерного производства / А.Г. Величко, В.С. Гришин, В.А. Грядунов и др. //Металл и литье Украины. – 2002. – № 3-4. – С.32-33.
2. 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 // Бюллетень НТИ «Черная металлургия.» – 1993. – вып. 1 (1125). – С.21-25.
3. Жульковский О.А. Математическая модель тепловой работы наконечника верхней кислородной фурмы / Известия вузов. Черная металлургия. – 2000. – № 4. – С.8-11.

УДК 669.18.046.518

ОГУРЦОВ А.П., д.т.н., профессор
ГРЕСС О.В., к.т.н., доцент
КОБЗЕВА А.И., ассистент

Дніпродзержинський державний технічний університет

ДО ПИТАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ПЕРЕМІШУВАННЯ СТАЛІ В УМОВАХ МБЛЗ

Виконано аналітичний огляд питання використання електромагнітного перемішування металу при безперервному розливанні сталі. На підставі теоретичного аналізу процесів, що протікають при формуванні сталевих зливків, надані рекомендації і запропонована методика щодо вибору місця розташування ПЕМПМ на технологічній осі МБЛЗ.

Выполнен аналитический обзор вопроса использования электромагнитного перемешивания металла при непрерывной разливке стали. На основании теоретического

анализа процессов, протекающих при формировании стальных слитков, даны рекомендации и предложена методика по выбору места расположения УЭМПМ на технологической оси МНЛЗ.

The analytical review of question of the use of electromagnetic interfusion of metal at the continuous cast of steel is implemented. On the basis of theoretical analysis of processes flowing at forming of steel bars recommendations are given and a method on the choice of place of the DEI location on the technological axis CCM is offered.

Вступ. Досвід практичної роботи машин безперервного лиття заготовок (МБЛЗ) показує, що можливості впливу на процеси ліквідації домішок при кристалізації сталі і чистоту поверхні заготовок із застосуванням штатного устаткування в даний час практично вичерпані. Тому все ширше застосовуються нові активні методи впливу на заготовку з використанням нестандартного обладнання, до яких можна віднести перемішування металу в рідкій лунці, накладення вібрацій, електромагнітну обробку, обробку тиском (метод «soft reduction») і т.п.

Тенденції розвитку сучасної світової металургії і аналіз якості металу дозволяють зробити висновок про доцільність використання в умовах МБЛЗ пристроїв електромагнітного перемішування металу (ПЕМПМ), без яких нині, як правило, не обходиться жодна сучасна МБЛЗ.

ПЕМПМ, залежно від принципу створення електромагнітного поля, підрозділяються на пристрої електромагнітного перемішування (ЕМП) і кондуктивного електромагнітного перемішування (КЕМП). В пристроях ЕМП використовуються індуктори, що є статорами асинхронного двигуна, ротором якого є метал в рідкій лунці безперервного зливка. Такі статори можуть створювати як поле, що обертається, так і лінійні магнітні поля. Є також успішні спроби створення поля, що обертається, за допомогою постійних магнітів, що переміщуються з використанням механічних пристроїв навколо заготовки. Останній спосіб, на нашу думку, є досить «екзотичним» і в існуючих варіантах не має майбутнього.

Пристрої для наведення поля, що обертається, складаються з котушки, що охоплює заготовку. Статор, повернений в горизонтальне положення, створює по подовжній вісі заготовки магнітне поле і викликає рух залишкового розплаву в напрямі, паралельному подовжній осі заготовки. Пристрій з гелікоїдальним полем забезпечує наведення полів, що накладаються одне на інше, обертаються і біжать, внаслідок чого виникає гвинтоподібний рух рідкого металу. Напрямок потоків у всіх пристроях ЕМП можна задавати зміною полюсів поля.

Більш сучасними і дешевими при збереженні того ж позитивного ефекту є пристрої КЕМП. Цей метод заснований на використанні схрещених електричного і магнітного полів. Тут для підведення постійного струму і створення магнітного поля використовується система опорних роликів. Перемішування металу забезпечується взаємодією магнітного поля, створюваного постійними магнітами або індукторами, в які подається постійний струм, що протікає по зливку. Пристрої КЕМП перемішують метал менш інтенсивно, ніж пристрої ЕМП. Цим при цій технології пояснюється менший розвиток в безперервнолитих заготовках такого дефекту, як біла смуга.

Заслуговує пильної уваги і конструкція «електромагнітного фінального перемішувача», що представлена в роботі [6]. Ця машина побудована за принципом суперпозиції двох змінних полів, які генеруються окремими обмотками, останні виконані на загальному магнітопроводі, оточуючи зливку. Розміщення такого перемішувача передбачається в кінці зони твердіння. До переваг такого пристрою автори [6] відносять: 1) менші втрати магнітних потоків, що дозволяє, при збереженні приблизно однакової поту-

жності пристрою порівняно з аналогічними пристроями ЕМП і КЕМП, збільшити в 3-5 разів струми, індуковані в рідкому металі; 2) можливість переорієнтації електромагнітної сили від азимутної до практично радіальної.

Постановка задачі. На жаль, в науковій літературі доки що не існує єдиної думки про перевагу того або іншого методу або їх поєднання [1-5]. В даний час ПЕМПМ встановлюють на технологічній осі МБЛЗ в зоні кристалізатору, в бункері зони вторинного охолодження (ЗВО) і в кінці зони твердіння (зумпфівій зоні) або в різній їх комбінації і на різній відстані від меніска металу в кристалізаторі.

Не дивлячись на досить багатий досвід застосування ПЕМПМ при безперервному розливанні сталі, остаточної думки відносно оптимальної конструкції, силових параметрів, умов експлуатації і місця розташування індукторів на технологічній осі МБЛЗ і зараз до кінця не сформована.

Результати роботи. У всіх пристроях магнітогідродинамічного перемішування металу електромагнітні поля, що наводяться в заготовці, забезпечують лінійний (уздовж осі заготовки), обертальний (навколо осі заготовки) і гелікоїдальний (по спіралі) рух рідкого металу. Слід також привести технологію наведення реверсивного магнітного поля, яка все більш часто згадується в науково-технічній літературі.

Лінійне перемішування металу може здійснюватися як за допомогою одного індуктора, що створює один замкнутий потік циркуляції рідини, так і за допомогою пристрою, що забезпечує створення двох симетричних щодо осі заготовки потоків металу. Конструкції ПЕМПМ дозволяють поширювати свою дію як на достатньо велику ділянку рідкої фази (до 1 м і більше), так і в межах декількох дециметрів. Швидкість обертання потоків металу, яка забезпечується сучасними ПЕМПМ, досягає 1 м/с. Основними енергетичними параметрами ПЕМПМ є частота живлячого струму, його сила і напруга. Частота магнітного поля, що накладається, варіюється в діапазоні від 0,3 Гц до частоти промислового струму. Сила живлячого струму досягає 30000 А, напруга – 400 В при потужності пристроїв до 3000 кВА. Число фаз складає 2 або 3 при кількості полюсів на одну фазу 1 або більше.

Одночасно описати вплив всіх параметрів ПЕМПМ, способів розстановки пристроїв по технологічній осі МБЛЗ на якісні показники металопродукції дуже складно, тому спочатку проаналізуємо основні з цих параметрів окремо.

Найбільшою мірою впливає на металургійні властивості безперервнолитої продукції установка електромагнітних перемішувачів в районі кристалізатора. Тут можуть створюватися всі види перемішування – обертальне, лінійне і гелікоїдальне [1-5, 7-16]. Аналіз літературних джерел дозволяє зробити висновок, що якість поверхневих і підповерхневих шарів безперервнолитої заготовки поліпшується вельми значно. При цьому практично всі дослідники відзначають появу в заготовці білої смуги, що характеризується пониженим вмістом ліквуючих компонентів. Вірогідною причиною появи білих смуг є, у тому числі, і спосіб перемішування. В даний час питання про перевагу того або іншого виду перемішування, а також оптимальні напрями потоків металу в кристалізаторі поки що повністю не вирішені.

В роботах [1-5, 8] вказується, що напрям потоків рідкого металу в межах кристалізатора доцільно організовувати так, щоб висхідні потоки рідини пересувалися уздовж фронту кристалізації. На наш погляд, таке твердження є достатньо спірним, оскільки в літературі є дані, згідно з якими до позитивних результатів призводить наведення в кристалізаторі електромагнітного поля, що обертається уздовж його осі [1, 9-11, 15, 16], застосування електромагнітного гальмування [14], використання лінійного магнітного поля [9], реверсування електромагнітного поля [7]. У цьому зв'язку слід більш детально освітити механізм впливу перемішування на якісні властивості безперервнолитої заготовки.

Якість поверхні заготовки визначається, перш за все, відповідністю вибраної шлакової суміші, швидкості розливання і марки сталі, яка відливається. З погляду отримання якісної поверхні заготовок шлакова суміш повинна мастити і ізолювати оболонку зливка від контакту з мідними стінками кристалізатора. Для запобігання утворення поверхневих і підповерхневих тріщин товщина кірки затверділого металу повинна наростати рівномірно по всьому периметру заготовки і з необхідною швидкістю, а міцність її поверхневих шарів повинна бути вельми значною. Тому температуропровідність шлакової суміші слід мати можливо меншою, а її рідкоплинність повинна забезпечувати рівномірний тонкий шар шлаку по всьому периметру кристалізатора. В ідеальному випадку треба, щоб товщина шлакового гарнісажу на поверхні зливка прагнула до нуля. Подібні умови можна реалізувати за допомогою ПЕМПМ в кристалізаторі. Підтвердженням тому служать дані [9], згідно з якими «застосування поля, що обертається, в кристалізаторі дозволяє здійснювати розливання через заглиблений стакан без застосування шлакоутворюючої суміші... навіть у разі розливання розкислених алюмінієм сталей».

Загальновізнано, що найбільші термічні напруги в затверділій кірці, які провокують появу тріщин, виникають на 20-40 секунді з початку процесу затвердіння. Але, оскільки температура твердої оболонки досить велика, висока пластичність металу не дозволяє розвиватися тріщинам. Навіть якщо тріщина і утворюється, то, зважаючи на її невелику глибину, вона зразу ж заповнюється рідким металом без утворення ліквіаційних прошарків. Ці явища мають місце у верхній частині кристалізатора. Тому підвищена температура розплаву, його висока турбулентність і, отже, підвищена тепловіддача, особливо на початкових етапах кристалізації, дозволяють знизити ступінь перегріву металу і поліпшити якість поверхні заготовки, що забезпечує зменшення вірогідності проривів металу під кристалізатором і дозволяє дещо підвищити швидкість розливання. Додатково під дією інтенсивного потоку металу кінці гілок дендритів оплавляються або обломлюються. Уламки, що оплавився, знижують температуру рідкої фази, а ті, що залишилися, стають додатковими центрами кристалізації і в деякій мірі пригнічують зростання стовпчастих кристалів і утворення центральної пористості.

Таким чином, динамічні потоки металу в кристалізаторі слід організовувати так, щоб перші, найгарячіші порції металу поступали рівномірно до верхніх шарів заготовки, що формується. Підтвердженням правильності такого висновку є успішність застосування технології подачі аргону через прямоочні заглиблені стакани в блюмові кристалізатори. В цьому випадку газові пухирі пригальмовують потоки рідкого металу, спрямовані по осі заготовки вниз і перенаправляють їх вгору до меніска металу в кристалізаторі і далі на його периферію.

Якість підповерхневих зон визначається, головним чином [17,18], вмістом тут неметалічних включень і газів. Зменшити їх концентрацію можливо за допомогою «вимивання» з кірки, що кристалізується, турбулізованими потоками металу при створенні руху і напрямку їх вгору на межу розділу шлак-метал. Турбулізація забезпечується всіма видами перемішування. Перенаправлення ж потоків можливо досягти: 1) ламінізацією потоків рідини в центральних об'ємах кристалізатора, що має місце при електромагнітному гальмуванні і реверсуванні електромагнітного поля; 2) створенням доцентрових сил, які захоплюють гази і неметалічні включення з фронту кристалізації, що забезпечується при обертанні металу навколо осі кристалізатора; 3) направленим масопереносом небажаних включень з підповерхневих зон в розплав шлакоутворюючої суміші на дзеркалі металу в кристалізаторі, що пояснює деякий позитивний ефект при використанні лінійного перемішування металу, направлено догори.

Більшість дослідників відзначає, що використання пристроїв електромагнітного перемішування металу в кристалізаторі, за винятком застосування електромагнітного га-

льмування і поперемінного включення і виключення електромагнітного поля [7], що обертається, призводить до появи білої смужки, яка характеризується пониженим вмістом лікватів. В роботах [2-5] стверджується, що поява білих смужок не позначається на експлуатаційних характеристиках металопродукції, що суперечить даним [12, 15-21]. В результаті зменшення в таких областях концентрації ліквуючих домішок, зокрема вуглецю, відбувається місцеве зниження ударної в'язкості металу, що є обмежуючим чинником застосування безперервнолитих заготовок, оброблених з невеликими ступенями тиску.

Механізм утворення білих смужок наступний. При зростанні твердої кірки настає момент, коли швидкість ліквації домішок по ширині двофазної зони починає перевищувати швидкість просування фронту кристалізації. Це явище згідно з практичними даними [22] і нашими теоретичними розрахунками [17, 18] настає при товщині кірки 30-40 мм, тобто практично на виході з кристалізатора. В цьому випадку ліквати скуплюються на межі виливності і можуть «вимиватися» з двофазної зони кірки турбулізованими потоками металу, які створюються пристроями перемішування. Іншими словами, біла смуга створюється в результаті перемішування двофазної суспензії, що примикає до межі затвердіння. Таким чином, шар лікватів, що покриває дендрити, змивається потоками металу і перерозподіляється в рідкій фазі. Ширина і інтенсивність білої смуги залежить як від інтенсивності перемішування, так і від хімічного складу сталі. У високовуглецевих сталях, в яких відстань між осями дендритів менша, глибина проникнення таких потоків невисока. Тому при однаковій інтенсивності перемішування у високовуглецевих сталях слід чекати білу смугу розмитою і підвищеної ширини. Деякі дослідники [9] відзначають повну відсутність білої смуги в зливках сталі з концентрацією вуглецю 0,82 %. В сталях же з низьким вмістом вуглецю біла смуга повинна згідно з даним механізмом виявлятися більш інтенсивно. Це підтверджується результатами дослідів з застосуванням електромагнітного перемішування при литті сталей із вмістом вуглецю менше 0,08 % [23]. Значні корективи в цей процес може внести і розмір заготовки, оскільки в цьому випадку тепловміст зливка визначається різними частками рідкої і твердої фаз. Велика частка рідкої фази припускає підвищену ентальпію зливка, що обумовлює зменшення швидкості кристалізації в результаті зниження градієнта температур. Це, у свою чергу, призведе до збільшення концентрації лікватів на межі затвердіння. Останнє може стати чинником, що визначає зростання ступеня зворотної ліквації. Проте при правильному застосуванні електромагнітного перемішування, як вказується в [9], із зростанням перетину блюма одержує суттєвий розвиток зона рівновісних кристалів, що є стримуючим чинником розвитку осьової сегрегації. З цих же позицій можна оцінити і вплив ступеня перегріву сталі, збільшення якого однозначно призводить до погіршення якості металопродукції.

Наведений механізм підтверджується тим, що ширина і інтенсивність білої смуги зростає при збільшенні потужності перемішування, лінійному перемішуванні і установці індукторів безпосередньо під кристалізатором. При зменшенні швидкості потоків розплаву нижче 0,5 м/с [20] і реверсуванні магнітного поля [21, 24] біла смуга не з'являється. В той же час, при швидкостях потоків розплаву біля фронту кристалізації менше 0,3 м/с металургійний ефект від застосування електромагнітного перемішування значно знижується [25].

Таким чином, можна стверджувати, що для підвищення чистоти поверхневої і якості підповерхневої зон безперервнолитого зливка, що кристалізується, необхідно: 1) при розливанні сталі через прямоточні заглиблені стакани організувати обертання рідкого металу в кристалізаторі так, щоб по осі заготовки потоки металу рухалися до гори, а по периферії заготовки – вниз; 2) при розливанні сталі через стакани з бічними отворами напрям потоків організувати по осі кристалізатора вниз, а по його периферії – вгору; 3) не допускати інтенсивного перемішування металу в зоні можливої появи білої смуги.

Застосування лінійного перемішування металу в кристалізаторі недоцільно у зв'язку з його однобокою дією на заготовку, що твердне, оскільки це може призвести до несиметричної макроструктури зливка. Використання реверсивного електромагнітного поля дає непогані результати, але більш відчутний ефект в цьому випадку буде досягнутий при подачі через заглиблений стакан в кристалізатор нейтрального газу.

В ЗВО пристрої електромагнітного перемішування розташовують уздовж технологічної осі МБЛЗ аж до закінчення процесу кристалізації. В [2, 4, 5] вказується, що «при розташуванні електромагнітного індуктора під кристалізатором в більшості випадків позитивний вплив на якість заготовки зменшується». Проте таке твердження суперечить багатьом практичним даним. Так, в [1, 9, 11, 19, 23, 26-28] стверджується, що установка ПЕМПМ під кристалізатором дозволяє поліпшити якість осьової зони заготовки за допомогою підвищення частки рівновісних кристалів, зниження осьової пористості і центральної ліквациї.

В ЗВО може встановлюватися один або декілька індукторів. Установа одного потужного індуктора, що створює гелікоїдальне поле, зменшує ліквацию домішок і створює зону від'ємної ліквациї [1]. До такого ж ефекту призводить застосування магнітного поля, що обертається, під кристалізатором [9]. Тому в [19] рекомендується встановлювати індуктор невеликої потужності безпосередньо під кристалізатором лише у разі потреби інтенсифікації відведення теплоти до поверхні заготовки. Такий підхід при збереженні позитивного ефекту з ліквациї білих смуг подрібнює структуру осьової зони заготовки. Хороший ефект досягається [1, 19] при використанні реверсування на пряму перемішування. Зміна періоду режиму обертання до 2 секунд зменшує ступінь від'ємної ліквациї в білій смузі. При однонаправленому ж перемішуванні великої потужності, викликаному електромагнітним полем, що біжить, ступінь від'ємної ліквациї збільшується [21, 27] при одночасному збільшенні осьової сегрегації [11].

Досить часто [1-5, 7, 9, 11, 12, 19-24, 26, 27] пристрої електромагнітного перемішування металу встановлюють в середині ЗВО, тобто в зоні формування стовпчастих кристалів. Це забезпечує поліпшення якості безперервної заготовки за допомогою подрібнення і ущільнення дендритів, появи нових центрів кристалізації, зниження осьової ліквациї, зменшення вірогідності утворення «мостів» на фінішних етапах кристалізації, що сприяє зменшенню дефектів усадкового походження. Проте і при такому способі перемішування поява білої смуги спостерігається при великій одиничній потужності індуктора. В цьому випадку обертальний рух металу розповсюджується практично на всю глибину рідкої фази – від нижнього торця кристалізатора і до закінчення затвердіння. В результаті цього на сірчаних відбитках заготовки часто виявляється не одна, а декілька білих смуг. Найінтенсивніша смуга відповідає початку масопереносу фільтрацією по двофазній зоні. Поява решти смуг зв'язується [7, 21, 25, 26] з локальною дією потоків металу на заготовку, що кристалізується, в першу чергу, в місцях установки індукторів.

В середині ЗВО застосовують установки для створення обертаючого, біжучого, гелікоїдального і реверсивного електромагнітного полів. Істотної відмінності і результатів впливу того або іншого виду перемішування на якість металопродукції не знайдено.

Є відомості [7, 24, 27], згідно з якими поле, що біжить, призводить до поліпшення симетрії макроструктури заготовок, відлитих на радіальних і горизонтальних МБЛЗ. В цьому випадку індуктори встановлюють на малому радіусі зливка з метою «вимивання» потоками металу шкідливих домішок. Напряму перемішування в цьому випадку не впливає на якісні показники [27].

Але, в той же час, є дані [19] про отримання незадовільних результатів по структурі осьової зони заготовки при установці індукторів в місці, відповідному половині

довжини зони затвердіння заготовки. Причиною тому є повторне зростання стовпчастих кристалів після проходження заготовкою зони індуктора.

Ефективність застосування електромагнітного перемішування на остаточних етапах затвердіння зв'язується [1-5, 19, 20] з тим, що вершини дендритів зрізаються потоками, і уламки, що утворюються, забезпечують гомогенізацію структури заготовки. При цьому також зменшується від'ємна ліквіація в зоні утворення білої смуги [2, 4] при збільшенні її площі [11]. Проте істотного поліпшення якості заготовок в порівнянні з установкою індуктора в середині ЗВО досягти поки що металургам не вдалося. У цьому зв'язку дуже цікавий спосіб електромагнітного перемішування металу на фінальній стадії його затвердіння [6], який дозволяє організувати не тільки азимутальну магнітогідродинамічну течію, але і перебіг розплаву між дендритами уздовж їх первинних осей. Радіальне пересування маткового розплаву по ширині двофазної зони дозволить досягти істотного вирівнювання концентрацій домішок як в центральній частині безперервнолитих зливків, так і в зоні стовпчастих кристалів за допомогою використання запропонованого цими авторами пристрою на певних етапах кристалізації заготовки.

Таким чином, застосування пристроїв електромагнітного перемішування металу, в цілому, дозволяє підвищити якість безперервнолитої заготовки. Установка індукторів: 1) у кристалізаторі – підвищує якість поверхневої і підповерхневої зон, а при великій потужності – якість внутрішніх шарів заготовки; 2) під кристалізатором – покращує якість осьової зони безперервнолитих заготовок на фоні зниження осьової ліквіації. Головним недоліком застосування електромагнітного перемішування сталі є поява білих смуг, інтенсивність і кількість яких визначається потужністю перемішування і місцем розташування індукторів уздовж осі заготовки.

Найкращі результати були отримані при використанні мультиелектромагнітного перемішування, коли на технологічній осі МБЛЗ встановлюється ряд індукторів [1-5, 7, 9, 11-13, 19-21, 23, 24, 27]. Індуктори можуть встановлюватися в кристалізаторі і по довжині ЗВО (від одного до трьох). Комбінація індукторів залежить від поставлених задач, марки сталі, що розливається, і перетину заготовки.

В табл.1 наведена інформація з розташування ПЕМПМ по технологічній осі МБЛЗ на різних металургійних підприємствах. Питання про оптимальне розташування індукторів по технологічній осі МБЛЗ ще не вирішене, оскільки установка ПЕМПМ залежить від великої кількості чинників, до яких відносяться, перш за все, марка сталі, що розливається, і перетин заготовки.

В даний час визначення найдоцільнішого місця розташування ПЕМПМ по осі МБЛЗ проводиться емпіричним шляхом, що в умовах виробництва є процесом трудомістким і дорогим. Більш простим і дешевим, поза сумнівом, є використання різних видів моделювання. Найбільше розповсюдження для вирішення поставлених задач отримало математичне моделювання.

Згідно з нашим дослідженням [17], розподіл лікватів по ширині двофазної зони носить хвилеподібний характер, причому концентрація домішок в її межах постійно змінюється. При швидкості просування фронту кристалізації меншій, ніж швидкість пересування лікватів по твердо-рідкій зоні настає момент, коли гребінь хвилі розподілу домішок досягає зони, в яку можуть проникати потоки рідкого металу. Саме в цей момент слід використовувати електромагнітне перемішування. В момент же досягнення цієї зони подошвою хвилі розподілу домішок перемішування слідує припинити. Цим ми можемо досягти як зменшення центральної сегрегації домішок, так і ліквідації білої смуги. За допомогою розробленої моделі [18] для умов Дніпровського металургійного комбінату нами встановлено оптимальні час і місце дії на заготовку ПЕМПМ, що формується (табл. 2).

Таблица 2 – Час роботи і місце розташування ПЕМПМ по довжині кристалізації заготовки, яка кристалізується

[C], %	Перетин заготовки, мм / швидкість розливання, м/хв		
	400x400 / 0,5	280x280 / 0,7	160x160 / 1,5
0,1	с 1 по 36,7 хв (с 0,5 м до 18,4 м), с 39,7 хв (с 20 м)	с 0,8 хв (с 0,56 м)	с 0,8 хв (с 1,2 м)
0,4	с 1,6 по 8,8 хв (с 0,8 м по 4,4 м), с 10,5 по 21,3 хв (с 5,25 м по 10,65 м), с 29,6 хв (с 14,8 м)	с 1,2 по 5,7 хв (с 0,84 м по 4 м), с 8,3 по 16,2 хв (с 5,8 м по 11,34 м), с 19,7 хв (с 13,8 м)	с 1,1 по 6,2 хв (с 1,65 м по 9,3 м), с 6,6 хв (с 10 м)
0,7	с 2,4 по 17,5 хв (1,2 м по 8,75 м), с 32,1 хв (16,05 м)	с 1,7 по 8,3 хв (с 1,2 м по 5,8 м), с 18,3 хв (с 12,8 м)	с 1,6 по 7,6 хв (с 2,4 м по 11,4 м), с 8,3 хв (с 12,45 м)

Порівняння даних табл. 1 і 2 дозволяють зробити висновок про їх задовільну відповідність і можливість використання розробленої моделі дослідження теплового і концентраційного стану безперервнолитої заготовки, що кристалізується, для визначення розміщення пристроїв електромагнітного перемішування металу по технологічній осі МБЛЗ.

Висновки. В результаті аналітичного дослідження стану питання використання електромагнітного перемішування металу при безперервному розливанні сталі встановлено, що найбільший вплив на поліпшення якості безперервнолитого зливка має установка на технологічній осі МБЛЗ декількох ПЕМПМ. Їх розстановка залежить від розміру заготовки, марки сталі, що розливається, швидкості розливання і в даний час визначається емпіричним шляхом. На підставі аналізу процесів масопереносу домішок в межах двофазної зони запропоновано спосіб знаходження меж зон активної дії перемішувачів на зливок за допомогою математичної моделі дослідження температурного і концентраційного стану безперервнолитої заготовки.

ЛІТЕРАТУРА

1. Ефимов В.А., Эльдарханов А.С. Физические методы воздействия на процессы затвердевания сплавов. – М.: Металлургия, 1995. – 272с.
2. Процессы непрерывной разливки / А.Н.Смирнов, В.Л.Пилушенко, А.А.Минаев и др. – Донецк: ДонНТУ, 2002. – 536с.
3. Затвердевание металлического расплава при внешних воздействиях / А.Н.Смирнов, В.Л. Пилушенко, С.В. Момот, В.Н. Амитан. – Донецк: «ВИК», 2002. – 169с.
4. Смирнов А.Н. Влияние динамических воздействий на формирование структуры и развитие ликвационных дефектов в непрерывнолитых заготовках // Металургія: Зб. наук. праць ДонДТУ. – 1999. – Вип.14. – С.42-52.
5. Теория и практика непрерывного литья заготовок / А.Н.Смирнов, А.Я.Глазков, В.Л.Пилушенко и др. – Донецк: ДонГТУ, 2000. – 364с.
6. Буряк В.В., Дубоделов В.И., Колесниченко А.А. Новый электромагнитный финальный перемешиватель для МНЛЗ из средне- и высокоуглеродистых сталей // Процессы литья. – 2003. – №2. – С.53-59.
7. Вюнненберг К., Якоби Х. Вопросы электромагнитного перемешивания стали // Черные металлы. – 1984. – №9. – С.3-9.

8. *Металлургические мини-заводы / А.Н.Смирнов, В.М.Сафонов, Л.В.Дорохова, А.Ю.Цупрун. – Донецк: Норд-Пресс, 2005. – 469с.*
9. *Бират Ж.-П., Шоне Ж. Электромагнитное перемешивание при непрерывной разливке заготовок, блюмов и слябов // Достижения в области непрерывной разливки стали: Тр. междунар. конф. – М.: Metallurgia, 1987. – С.98-116.*
10. *Промышленная система ЭМП в кристаллизаторе сортовых МНЛЗ / И.Н.Шифрин, С.И.Шахов, А.М.Ротенберг и др. // Тяжелое машиностроение. – 2002. – №5. – С.7-9.*
11. *Вэлбэрн Р., Фэрис Ф., Грэхэм С. Период освоения новой МНЛЗ для отливки заготовок // Достижения в области непрерывной разливки стали: Тр. междунар. конф. – М.: Metallurgia, 1987. – С.150-163.*
12. *Ларин А.В., Клак В.П., Чуйков В.И. Применение метода ЭМП при непрерывной разливке сталей // X Mezinar. hyutnika konf., Trinesc/ – 1989. – С.191-193.*
13. *Производство высококачественной катанки из непрерывнолитых блюмов большого сечения / М.Китамура, С.Кожима, Т.Ониши и др. // Достижения в области непрерывной разливки стали: Тр. междунар. конф. – М.: Metallurgia, 1987. – С.176-187.*
14. *Кольберг С. Электромагнитный тормоз для слябовой МНЛЗ // Достижения в области непрерывной разливки стали: Тр. междунар. конф. – М.: Metallurgia, 1987. – С.118-121.*
15. *Устройство для электромагнитного перемешивания металла на крупной блюмовой МНЛЗ / Д.Мелфорд, К.Р.Уайтингтон, Дж.Д.Фаннел и др. // Достижения в области непрерывной разливки стали: Тр. междунар. конф. – М.: Metallurgia, 1987. – С.116-118.*
16. *Руэр Ж., Хейсбург П.Ж. Новые достижения в области процесса «Magnetogug» // Достижения в области непрерывной разливки стали: Тр. междунар. конф. – М.: Metallurgia, 1987. – С.121-123.*
17. *Гресс А.В., Огурцов А.П., Рудой Л.С. Ликвационные процессы при кристаллизации стали / *Металл и литье Украины. – 2005, №3-4. – С.124-126.**
18. *Огурцов А.П., Гресс А.В. Численная модель ликвации примесей при непрерывной разливке стали // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2001. – №10. – С.45-50.*
19. *Электромагнитное перемешивание в зоне вторичного охлаждения на блюмовых и сортовых МНЛЗ / Р.Яух, В.Куртс, Р.Хентрих и др. // Черные металлы. – 1984. – №9. – С.9-15.*
20. *Электромагнитное перемешивание жидкой фазы при непрерывном литье блюмовых заготовок из подшипниковой стали (оборудование и технология непрерывной разливки) / А.Р.Баккал, И.Н.Шифрин, В.М.Жарков и др. // X Mezinar. hyutnika konf., Trinesc. – 1989. – С.177-184.*
21. *Состояние непрерывной разливки блюмов и заготовок / Р.Яух, Х.Янг, Х.Ловекамп и др. // Достижения в области непрерывной разливки стали: Тр. междунар. конф. – М.: Metallurgia, 1987. – С.187-196.*
22. *К вопросу усовершенствования технологии непрерывного литья стали / Д.К.Бутаков, Ф.М.Мурасов, С.М.Олерская и др. // Проблемы стального слитка: Сб. науч. тр. – М.: Metallurgia, 1976. – Вып.6. – С.396-399.*
23. *Электромагнитное перемешивание в зоне вторичного охлаждения слябовых МНЛЗ / К.-Х.Гердом, Х.-П.Кайзер, Л.Вебер и др. // Черные металлы. – 1984. – №9. – С.15-23.*
24. *Самойлович Ю.А. Кристаллизация слитка в электромагнитном поле. – М.: Metallurgia, 1986. – 168 с.*
25. *Физико-математическое моделирование процесса ЭМП жидкого металла в кристаллизаторе сортовой МНЛЗ / В.Г.Грачев, Б.А.Сивак, Л.И.Кузьмина и др. // Тяжелое машиностроение. – 2002. – №5. – С.2-6.*

26. Особенности кристаллизации квадратного непрерывного слитка при электромагнитном перемешивании / Ф.Д.Зебзеев, В.Е.Гирский, В.М.Федотов и др. // Проблемы стального слитка: Сб. науч. тр. – М.: Metallurgia, 1974. – Вып.5. – С.613-616.
27. Фёрстер Э., Рудольф Г., Штеркен К. Применение устройства для электромагнитного перемешивания в зоне вторичного охлаждения МНЛЗ // Черные металлы. – 1982. – №25. – С.17-24.
28. Исследование качества и свойств стали ШХ15, отлитой на УНРС при воздействии электромагнитного перемешивания / В.М.Пчелкина, Н.Н.Качанов, С.А.Петухов и др. // Проблемы стального слитка: Сб. науч. тр. – М.: Metallurgia, 1974. – Вып.5. – С.616-619.

УДК 669.184.244.66:662.61

МАСТЕРОВЕНКО Е.Л., ст. преподаватель

Днепродзержинский государственный технический университет

ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПОДОГРЕВА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ГАЗОВ В ГОРЛОВИНЕ КОНВЕРТЕРА

Виконано чисельне моделювання теплового стану горловини сталеплавильного конвертеру в нестационарній постановці задачі. Розв'язання трьохвимірного рівняння теплопровідності в циліндричній системі координат проводилося за локально-одновимірною схемою. Досліджено ступінь підігріву технологічних газів при різних режимних параметрах роботи конвертеру для подальшої подачі через бокові паливно-кисневі фурми.

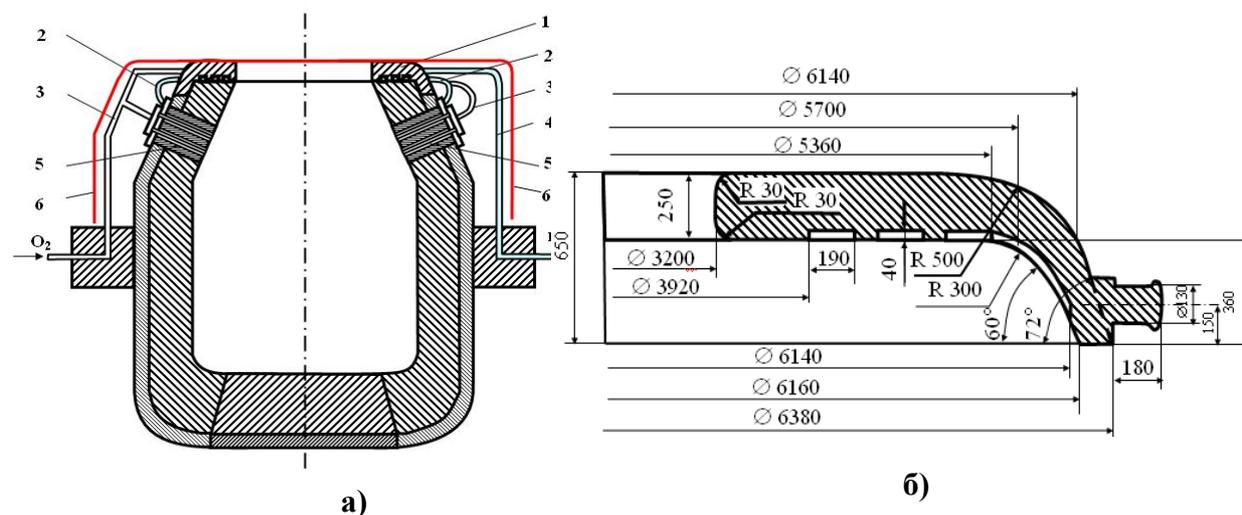
Выполнено численное моделирование теплового состояния горловины сталеплавильного конвертера в нестационарной постановке задачи. Решение трехмерного уравнения теплопроводности в цилиндрической системе координат проводилось с применением локально-одномерной схемы. Исследована степень подогрева технологических газов при разных режимных параметрах работы конвертера с последующей подачей через боковые топливно-кислородные фурмы.

The numerical heat state modeling for the BOF-converter in non-standard statement of a task is fulfilled. The solution of a three-dimensional equation of thermal conductivity in cylindrical coordinate system was carried out with the use of local-one-dimensional scheme. The degree of process gases' heating under different regimes of converter's working conditions with the following supply through the fuel-oxygen side lance is investigated.

Введение. Как известно, мощность топливно-кислородных фурм должна обеспечить нужное теплотребление, определяемое условиями технологического процесса. В конвертерах, работающих с повышенной долей лома или жидкофазным восстановлением добавок железомарганецрудного сырья, для компенсации теплового баланса необходимо изыскивать способы повышения тепловой мощности существующих топливно-кислородных фурм с оптимизацией расхода дефицитного природного газа. Известно [1, 2], что подогрев природного газа до состояния, весьма близкого к началу термодинамического разложения метана, с последующим вводом в зону, где созданы условия резкого перегрева газа, приведет к образованию твердой углеродной поверхности – карбюрации факела, интенсифицируя тем самым теплоотдачу. В настоящей рабо-

те будет исследовано влияние подогрева технологических газов (природного газа, воздуха, азота), как одного из мощных средств повышения коэффициента использования топлива и тепловой нагрузки конвертера.

Постановка задачи. Разработанные устройства по подготовке топливовосстановителя для ПЖВ конвертерного типа основаны на использовании тепла аккумулирующегося в горловине с возможностью подачи газа требуемого состава через боковые дутьевые устройства. Для подачи подогретых газов к двум боковым топливно-кислородным фурмам в кожухе агрегата на расстоянии 2,1-2,2 м от оси цапф выполнен сквозной паз шириной 0,19 и высотой 0,04 м, в который пропустили трубопроводы подвода и отвода потока природного газа, предназначенного для подачи к боковым фурмам от горловины конвертера. Эти трубопроводы укладываются вдоль кожуха агрегата, накрываются защитными экранами и стыкуются с трубопроводами подачи природного газа к боковым фурмам и трубопроводами, уложенными витками в шлемовой части горловины конвертера (рис. 1, а). Длина трубопроводов, расположенных в шлемовой части горловины, составляет 44,5 м.



1 – горловина с пазами для размещения трубопроводов; 2 – трубопроводы подвода природного газа от горловины к боковым фурмам; 3 – трубопроводы подачи кислорода к боковым фурмам; 4 – трубопроводы подвода природного газа к горловине; 5 – боковые фурмы; 6 – защитный экран

Рисунок 1 – Схема подвода (а) природного газа к боковым фурмам 160-т конвертера с предварительным подогревом в горловине (б)

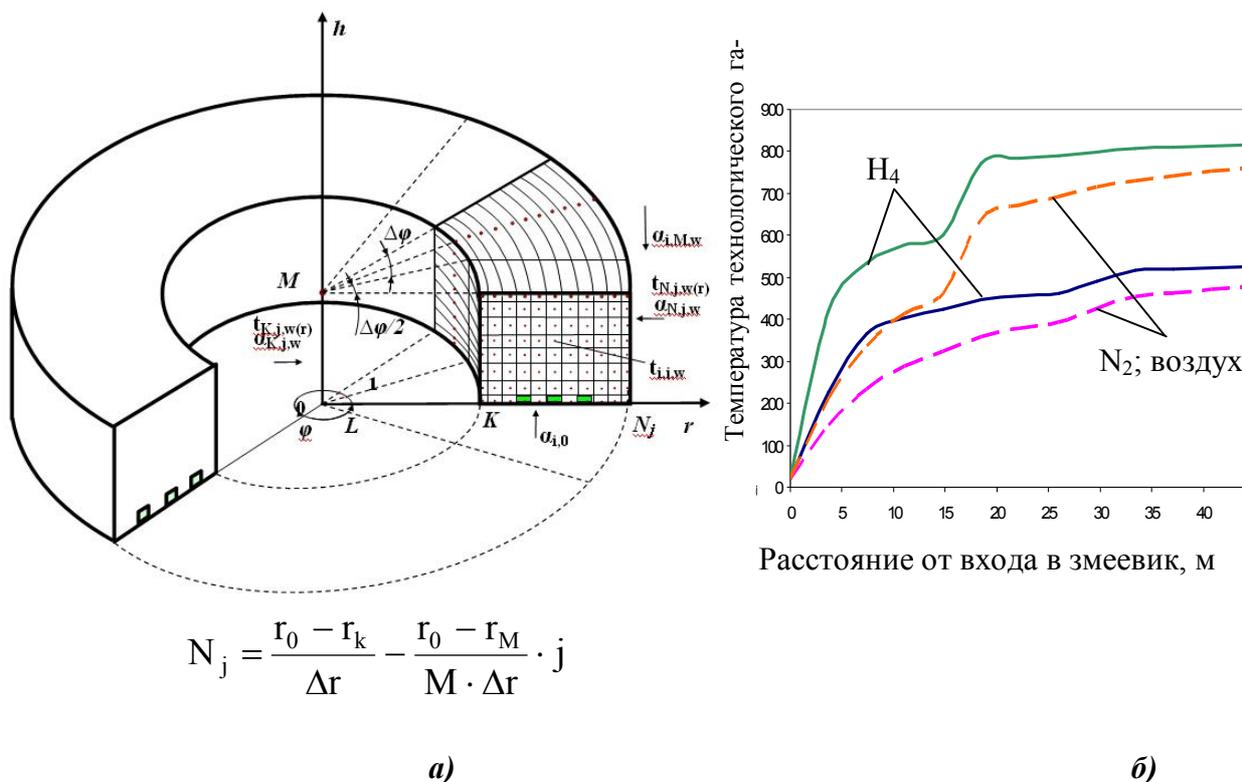
Имея много общего с теплообменником поверхностным рекуперативного типа со схемой движения теплоносителей в виде перекрестного тока, такая схема размещения трубопроводов (змеевиков) в горловине конвертера обеспечит максимально возможный подогрев технологических газов за счет значительной тепловой нагрузки поверхности нагрева, что при интенсивном теплообмене от стенок шлемовой части горловины к газу не вызовет опасного перегрева рекуператора.

Учитывая предлагаемую схему размещения витков трубопроводов в виде трехходового змеевика, расположенного на одном горизонте высоты, с тремя радиусами изгиба по окружности горловины (рис. 1,б), поле температур в шлемовой части горловины принимается трехмерным, а для движущегося в канале подогреваемого газа – одномерным с размещением системы координат вдоль оси трубы. Выбор трехмерного поля в шлемовой части горловины объясняется также тем, что при определенной степени на-

грева природного газа горловина может работать в режиме конверсионной установки (пиролиз CH_4 с выделением сажистого углерода), для регулирования которой необходима более точная информация о температурном поле, чем принятая в работах [3, 4]. Это позволит организовать работу системы горловина-теплообменник таким образом, чтобы свести к минимуму отложения углерода на трубах при нагреве природного газа, максимально увеличив выход его в рабочее пространство конвертера в роли восстановителя при жидкофазном восстановлении оксидов.

Для исследования теплообмена между стенками горловины и нагреваемыми технологическими газами в качестве образца была выбрана шлемовая часть горловины с конструкцией и режимами работы 160-т конвертеров ОАО Западно-Сибирского металлургического комбината (ЗСМК). Расчет проводили при следующих допущениях:

- горловина и прилегающие к ней конструктивные элементы являются осесимметричными телами;
- шлемовую часть горловины по геометрии конструкции будем рассматривать как короткий полый круглый цилиндр с криволинейными границами внешнего ($r_{\text{внеш}}$) радиуса, являющегося линейной функцией по высоте горловины $r_{\text{внеш}} = f(h)$;
- в силу формы исследуемого объекта и характера его тепловых нагрузок задача решается в криволинейной системе координат цилиндрического типа в трехмерной постановке (область решения показана на рис. 2, а) методом элементарных тепловых балансов;
- поскольку горловина работает в условиях неустановившегося теплового режима, то изучаемое температурное поле будем рассматривать как нестационарное $T = f(r, h, \varphi, \tau)$ [5].



$$N_j = \frac{r_0 - r_k}{\Delta r} - \frac{r_0 - r_M}{M \cdot \Delta r} \cdot j$$

Рисунок 2 – Схема расчетной области температурного поля $t_{i,j,w}$ конечно-элементной разбивки шлемовой части горловины (а) с результирующими предельными значениями нагрева технологических газов по длине змеевика (б)

Математическая формулировка задачи определения нестационарных температурных полей горловины может быть представлена трехмерным линейным уравнением теплопроводности в цилиндрической системе координат:

$$c \cdot \rho \cdot \frac{\partial T}{\partial \tau} = \lambda \cdot \nabla^2 \cdot T, \quad (1)$$

где c – теплоемкость, Дж/(кг·°К); ρ – плотность вещества, кг/м³; $\frac{\partial T}{\partial \tau}$ – температурный градиент; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·°К); ∇ – выражение Лапласа в цилиндрической системе координат, $\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2}{\partial h^2}$; r – радиус вектор; φ – полярный угол; h – аппликата.

Условия однозначности были следующие: геометрические $r_k \leq r \leq r_0$, $0 \leq h \leq h_m$, $0 \leq \varphi \leq 2\pi$, $\tau > 0$; временные $T = f(r, h, \varphi, \tau)$; физические $\lambda, c, \rho = f(T)$; начальные условия $T = f(r, h, \varphi, 0) = T_0$.

Опишем граничные условия теплообмена горловины. На протяжении всего цикла плавки на верхней (i, M, w), боковой (N, j, w) и внутренней (K, j, w) поверхностях шлема имеет место сложный радиационно-конвективный теплообмен. Поэтому граничные условия можно описать как третьего рода:

$$\left[\frac{\partial T}{\partial n} + \frac{\alpha_{\Sigma}}{\lambda_n} \cdot (T - T_{cp}) \right] = 0, \quad (2)$$

где α_{Σ} – общий (суммарный) коэффициент теплоотдачи; T_{cp} – температура среды, К.

Принято, что шлако-металлический гарнисаж на поверхностях шлема отсутствует. Условия теплообмена нижней поверхности шлема, соприкасающейся с футеровкой со сравнительно низкой теплопроводностью принимаем как адиабатные, и в качестве граничных условий запишутся уравнением:

$$\frac{\partial T}{\partial n} = 0. \quad (3)$$

Результаты исследования особенностей внешнего теплообмена рассматриваемой математической модели приведены в [5]. Теплообмен от стенок шлема горловины к нагреваемому газу рассматривался при помощи местных коэффициентов теплоотдачи конвекцией $\alpha_{k(x)}$ по длине трубы (x) подачи природного газа на основании зависимости:

$$\alpha_{k(x)} = Nu_{(x)} \cdot \lambda_{(x)} / d_{тр}, \quad (4)$$

где $Nu_{(x)}$, $\lambda_{(x)}$ – число Нуссельта и коэффициент теплопроводности по длине трубы соответственно; $d_{тр}$ – диаметр трубы подачи природного газа, м.

С учетом размещения витков трубопровода подачи природного газа (рис. 1, б) поверхность его нагрева будем рассматривать как змеевиковую трубу круглого сечения с четырьмя характерными радиусами закругления змеевика ($R_{изг}$) и режимом движения газа турбулентным при наличии вторичной циркуляции. Для данной расчетной области характерны следующие расчетные формулы:

$$\left\{ \begin{array}{l} Nu_{(x)} = Nu_{d(x)} \cdot \theta^{-0,55}; \quad Nu_{d(x)} = 0,022 \cdot Re_{(x)}^{0,8} \cdot Pr_{(x)}^{0,43} \cdot \varepsilon_{изг(x)} \cdot \varepsilon_{l(x)} \\ \theta = \left(\overline{t_{c(x)}} + 273 \right) / \left(\overline{t_{z(x)}} + 273 \right); \quad Re_{(x)} = w_z \cdot d_{mp} / \nu_z; \\ \overline{t_{z(x)}} = 0,5 \left(t_{z(x-1)} + t_{z(x+1)} \right); \quad \varepsilon_{изг(x)} = 1 + 1,8 \cdot \frac{d_{mp}}{R_{изг(x)}}; \quad \varepsilon_{l(x)} = 1,38 \cdot \left(\frac{x}{d_{mp}} \right)^{-0,12}, \end{array} \right. \quad (5)$$

где $Nu_{d(x)}$ – число Нуссельта для круглой трубы при постоянных физических свойствах; $Re_{(x)}$, $Pr_{(x)}$ – числа Рейнольдса, Прандтля по длине трубы; $\varepsilon_{изг(x)}$ – поправочный коэффициент, учитывающий изгиб трубы; $\varepsilon_{l(x)}$ – поправка на изменение коэффициента теплоотдачи в начальном термическом участке; θ – температурный фактор; $\overline{t_{c(x)}}$, $\overline{t_{r(x)}}$ – средняя температура внутренней стенки трубы и природного газа соответственно, °C; w_r – скорость движения газа, м/с; ν_r – кинематическая вязкость газа при средней температуре газа, м²/с; $t_{r(x-1)}$ и $t_{r(x+1)}$ – температура газа по длине трубы на входе и выходе из рассматриваемого отрезка соответственно, °C; $R_{изг(x)}$ – радиус закругления змеевика по длине трубы, м. В расчете расход технологических газов принимался 20-100 м³/мин, сечение змеевика 0,00189 м², температура газа перед входом в змеевик 20 °C.

Для решения уравнений (1)-(3) производные в них заменялись конечно-разностными аналогами с неявной разностной схемой, полученной методом баланса при аппроксимации для элементарных объемов (цилиндрических секторов). В модели применялась локально-одномерная разностная схема для нелинейной задачи. При этом расчет на каждом временном шаге разбивали на три этапа, что позволило решение 3-х мерной задачи свести к решению последовательности одномерных аппроксимаций по каждому из пространственных направлений горловины.

Аддитивная неявная схема уравнения переноса тепла по пространственным направлениям представлена системой уравнений для внутренних объемов:

$$\left\{ \begin{array}{l} c_{i,j,w}^n \cdot \rho_{i,j,w}^n \cdot \Delta r^2 \cdot i \cdot \Delta \tau^{-1} \left(t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^n \right) = \lambda_{i-1/2,j,w}^n \cdot (i-0,5) \cdot \left(t_{i-1,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^{n+1/3} \right) - \\ \quad - \lambda_{i+1/2,j,w}^n \cdot (i+0,5) \cdot \left(t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i+1,j,w}^{n+1/3} \right), \quad i = \overline{K+1, N-1}; \\ c_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \Delta h^2 \cdot \Delta \tau^{-1} \left(t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w}^{n+1/3} \right) = \lambda_{i,j-1/2,w}^{n+1/3} \cdot \left(t_{i,j-1,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w}^{n+2/3} \right) - \\ \quad - \lambda_{i,j+1/2,w}^{n+1/3} \cdot \left(t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j+1,w}^{n+2/3} \right), \quad j = \overline{1, M-1} \\ c_{i,j,w}^{n+2/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+2/3} \cdot (\Delta \varphi \cdot \Delta r \cdot i \cdot \pi)^2 \cdot \Delta \tau^{-1} \cdot 180^{-2} \cdot \left(t_{i,j,w}^{n+1} - t_{i,j,w}^{n+2/3} \right) = \\ \quad \lambda_{i,j,w-1/2}^{n+2/3} \cdot \left(t_{i,j,w-1}^{n+1} - t_{i,j,w}^{n+1} \right) - \lambda_{i,j,w+1/2}^{n+2/3} \cdot \left(t_{i,j,w}^{n+1} - t_{i,j,w+1}^{n+1} \right), \quad j = \overline{2, L-1} \end{array} \right. \quad (6)$$

Аппроксимация граничных условий в зависимости от направления теплового потока на различных поверхностях шлема представлена уравнениями:

- по радиусу:

$$\left\{ \begin{array}{l} 0,5 \cdot c_{i,j,w}^n \cdot \rho_{i,j,w}^n \cdot \Delta r^2 \cdot (i+0,25) \cdot \Delta \tau^{-1} \left(t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^n \right) = \\ \quad \alpha_{i,j,w}^n \cdot i \cdot \Delta r \cdot \left(t_{i,j,w(z)}^n - t_{i,j,w}^{n+1/3} \right) - \lambda_{i+1/2,j,w}^n \cdot (2i+1) \cdot \left(t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i+1,j,w}^{n+1/3} \right), \quad i = K; \\ 0,5 \cdot c_{i,j,w}^n \cdot \rho_{i,j,w}^n \cdot \Delta r^2 \cdot (i-0,25) \cdot \Delta \tau^{-1} \left(t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^n \right) = \\ \quad \lambda_{i-1/2,j,w}^n \cdot (2i-1) \cdot \left(t_{i-1,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^{n+1/3} \right) - \alpha_{i,j,w}^n \cdot i \cdot \Delta r \cdot \left(t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w(z)}^n \right), \quad i = N; \end{array} \right. \quad (7)$$

- по высоте (верхняя и нижняя поверхности соответственно):

$$\begin{cases} 0,5 \cdot c_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \Delta h^2 \cdot \Delta \tau^{-1} (t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w}^{n+1/3}) = -2\lambda_{i,j+1/2,w}^{n+1/3} \cdot (t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j+1,w}^{n+2/3}) & j=0; \\ 0,5 \cdot c_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \Delta h^2 \cdot \Delta \tau^{-1} (t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w}^{n+1/3}) = & \\ 2\lambda_{i,j-1/2,w}^{n+1/3} \cdot (t_{i,j-1,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w}^{n+2/3}) - \alpha_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \Delta h \cdot (t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w(r)}^{n+1/3}) & j=M; \end{cases} \quad (8)$$

- по окружности:

$$\begin{cases} c_{i,j,w}^{n+2/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+2/3} \cdot (\Delta \varphi \cdot i \cdot \Delta r \cdot \pi / 360)^2 \cdot \Delta \tau^{-1} (t_{i,j,w}^{n+1} - t_{i,j,w}^{n+2/3}) - \lambda_{i,j,w+1/2}^{n+2/3} \cdot (t_{i,j,w}^{n+1} - t_{i,j,w+1}^{n+1}), & w=0; \\ c_{i,j,w}^{n+2/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+2/3} \cdot (\Delta \varphi \cdot i \cdot \Delta r \cdot \pi / 360)^2 \cdot \Delta \tau^{-1} (t_{i,j,w}^{n+1} - t_{i,j,w}^{n+2/3}) = \lambda_{i,j,w-1/2}^{n+2/3} \cdot (t_{i,j,w-1}^{n+1} - t_{i,j,w}^{n+1}), & w=L. \end{cases} \quad (9)$$

Здесь $t_{i,j,w}^n$ – температура в ячейке с координатами (i,j,w) в момент времени $\tau = n \cdot \Delta \tau$; n – временной слой; $\Delta \tau$ – шаг по времени; $c_{i,j,w}^n, \rho_{i,j,w}^n, \lambda_{i,j,w}^n$ – теплоемкость, плотность, эффективный коэффициент теплопроводности шлема соответственно.

Эффективный коэффициент теплопроводности шлема вычисляем по формуле:

$$\lambda_{i\pm 1/2, j\pm 1/2, w\pm 1/2}^n = \frac{2\lambda(t_{i,j,w}) \cdot \lambda(t_{i\pm 1, j\pm 1, w\pm 1})}{\lambda(t_{i,j,w}) + \lambda(t_{i\pm 1, j\pm 1, w\pm 1})}, \quad (10)$$

где i, j, w – координаты относительно которых рассматривается направление теплового потока.

На основании полученных результатов подогрева природного газа (рис. 2, б) была исследована возможность разложения метана (пиролиз) в змеевике. Расчет степени разложения метана для условий термодинамического равновесия проводили по следующей системе уравнений:

$$\begin{cases} \lg k_p = \lg \frac{p_{\text{CH}_4}}{p_{\text{H}_2}^2} = \frac{3348}{T} - 5,957 \cdot \lg T + 1,86 \cdot 10^{-3} \cdot T - 1,095 \cdot 10^{-7} \cdot T^2 + 11,79; \\ \alpha = \sqrt{\frac{1}{4 \cdot k_p + 1}}, \quad \text{H}_2 = 0,178 \cdot \alpha, \quad \text{CH}_4 = 0,714 \cdot (1 - \alpha), \quad \text{C}_{\text{ТВ}} = 0,536 \cdot \alpha, \end{cases} \quad (11)$$

где α – степень разложения CH_4 ; $\text{H}_2, \text{CH}_4, \text{C}_{\text{ТВ}}$ – масса образующихся элементов реакции, кг/м^3 CH_4 ; k_p – константа равновесия реакции; $p_{\text{CH}_4}, p_{\text{H}_2}$ – давление метана и водорода соответственно, Па; T – температура газа, °C.

Результаты работы. Многочисленные работы, посвященные вопросу термического разложения метана показывают, что реальная зависимость степени его разложения весьма отличается от термодинамической, и определяется главным образом, помимо температуры нагрева газа, временем контакта газа с поверхностью нагрева [6]. Согласно [6], изменение степени разложения метана при длительности контактирования с поверхностью нагрева 0,21-0,26 с и температуре стенки трубы ниже 1100 °C, как в моделируемой горловине, в основном определяется температурой поверхности трубы и составляет не более 0,02. Поэтому природный газ при таких условиях нагрева не будем считать реагирующей средой снижающей тепловую мощность фурмы за счет эндотермической реакции разложения. Напротив, подогрев природного газа в горловине конвертера позволит дополнительно повысить тепловую нагрузку в конвертере на 0,16-4,55 МВт, что особо актуально для проведения восстановительной плавки присадок железомарганецрудного сырья.

Выводы. Выполнено численное моделирование теплового состояния горловины сталеплавильного конвертера в нестационарной постановке задачи. Доказана возможность обеспечивать в горловине конвертера подогрев природного газа без его термического разложения, что позволит дополнительно улучшить тепловой баланс плавки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лавров Н.В. Физико-химические основы процесса горения топлива. М.: Наука. 1971. – 275 с.
2. Кривандин В.А. Светящееся пламя природного газа. М.: Metallurgia. 1973. – 136с.
3. О подогреве перемешивающего газа для комбинированной продувки конвертерной ванны / Чернятевич А.Г., Протопопов Е.В., Джувага В.Р. и др. // Известия ВУЗов. Черная металлургия. – 1987. – №8. – С.17-21.
4. Жульковский О.А.. Исследование теплового состояния горловины сталеплавильного конвертера. // Промышленная теплотехника. – 1998. – Т. 20. – №5. – С.27-30.
5. Жульковский О.А., Мастеровенко Е.Л.. Граничные условия теплообмена горловины сталеплавильного конвертера / Изв. Вузов. Черная металлургия. 1999. – № 5. – С.58-60.
6. Карпушин В.К., Курочкин Б.Н.. Экспериментальное исследование условий термического разложения природного газа.. Сб. научн. трудов. “Металлургическая теплотехника”. – №12. – Свердловск.: Средне-Уральское книжное из-во. – 1965. – С.57-64.

УДК 621.746.32

КУЛИК А.Д., к.т.н., доцент
ОГУРЦОВ А.П., к.т.н., профессор
ПОЛЕТАЕВ В.П., к.т.н., доцент
ВОРОШИЛОВА Л.Ф.* , инженер

Днепродзержинский государственный технический университет
* ОАО «Миттал Стил Кривой Рог»

ДОСТИЖЕНИЯ И ПРОБЛЕМЫ ЭКСПЛУАТАЦИИ 330-ТОННЫХ КОВШЕЙ С ОСНОВНОЙ ФУТЕРОВКОЙ (ВАТ «МИТТАЛ СТИЛ КРИВОЙ РОГ»)

Викладені результати застосування лужної футерівки в 330-т ковшах мартенівського цеху. Досягнута стійкість більше 130 плавок. Розроблені заходи по зниженню кількості ремонтів робочого шару гніздових і днища.

Изложен результаты применения основной футеровки в 330-т ковшах мартеновского цеха. Достигнута стойкость более 130 плавок. Предложена новая технология использования гнездовых: повышена стойкость, сокращен оборот ковшей.

At present in the open-hearth shop 330-ton ladles are used with main lining, average service life of which is over 130 heats. But there is there problem of frequent breaks for repair working bottoms. The new technology will make it possible to reduce consumption of refractories and time of ladles' turnover.

Введение. В конце 90-х прошлого века техническими службами комбината «Криворожсталь» было принято неординарное на тот период решение применить основную футеровку вместо шамотных ковшевых огнеупоров, стойкость которых составляла всего 14...17 плавок (расход 6,5 кг/т стали). Предварительные испытания четырех видов огнеупоров основного состава (безобжиговых периклазоизвестковых на смоля-

ной связке, обожженных периклазовых и периклазохромитовых отечественного производства и периклазохромитовых ф. «Ловенит») позволили [1] выделить в числе наиболее перспективных периклазохромитовые огнеупоры отечественного производства (средняя стойкость 119 плавов, по 10 кампаниям) и производства ф. «Ловенит» (171 плавка, по 2 кампаниям). Физические свойства последних двух видов огнеупоров были такими:

Вид огнеупоров	Плотность кажущаяся, г/см ³	Открытая пористость, %	Предел прочности при сжатии, МПа	Т нач. деформации, °С	Кол. теплосмен
Периклазохромитовые	2,95	≤ 24	≥ 25	≥ 1500	≥ 8
Такие же, ф. Ловенит	2,9 ... 3,05	18 ... 22	25 ... 50	≥ 1600	≥ 12

Из представленных данных видно, что более высокая стойкость огнеупоров фирмы «Ловенит» обусловлена лучшими физическими свойствами (особенно Т начала деформации и количеством теплосмен). Установлено, что показатели стойкости в заметной степени зависят от режимов сушки и разогрева новой футеровки, и длительности и количества простоев в период эксплуатации ковшей. В дальнейшем использовали более дешевые периклазохромитовые огнеупоры отечественного производства, отдавая предпочтение изделиям марки ПХЦ (поставки ТДО, г. Запорожье).

Постоянное совершенствование технологии эксплуатации ковшей с основной (применяемых для разливки стали из ДСПА) и шамотной (из 600-тонной мартеновской печи) футеровками положительно отражалось на увеличении стойкости. Достигнута следующая динамика ее изменения:

Годы	2000	2001	2002	2003	2004
Стойкость, плавов:					
– основной	128,0	132,6	130,2	132,5	133,4
– шамотной	17,8	18,2	18,4	19	19,1

Постановка задачи. Однако «узким» местом в эксплуатации ковшей с основной футеровкой продолжает оставаться рабочий слой футеровки днищ, особенно стойкость гнездовых изделий выпускных каналов.

Ввиду особо жестких условий работы нижней части футеровки ковшей в течение одной кампании производятся несколько остановок (до 5...7 за кампанию) для выполнения горячих ремонтов сильно изношенных зон днища и стыка его с футеровкой стен. В мартеновском цехе ведется рабочий учет таких остановок с контролем видов ремонтных работ. В общем перечне отмечены следующие наиболее важные виды ремонтов: замена гнездовых блоков (обозначим буквами З.Г.); ремонты рабочего слоя днища (далее ремонт днища или р.д.); восстановление изношенных участков опорного (защитного) кольца на стыке днища с футеровкой стен (ОК); восстановление защитного утолщения возле стены в районе «бойной» части днища (специальное название «пирамида», обозначим П), кроме того, на восстановленный рабочий слой днища наносится, согласно ТИ, подвижная огнеупорная масса СЛПЖ толщиной 10...20 мм (называемая хром-бетоном, обозначим х.б.); изредка возникает потребность в ремонте шлакового пояса (ШП). Каждая остановка на ремонт может продолжаться от 8 часов до 1,5 суток (с разогревом футеровки).

Результаты работы. Сравнили показатели эксплуатации футеровок до и после применения новой схемы устройства гнездовых. В таблице 1 представлена динамика нахождения ковшей в эксплуатации, стойкость футеровки стен и виды ремонтных работ, выполняемых по обычной технологии (всего рассмотрено 20 кампаний за первое полугодие 2004 г.). Очередность кампаний (1-я, 2-я и т.д.) отмечена по стойкости арматурного (из шамота) слоя, которая достигает 3...7 кампаний.

Таблица 1 – Эксплуатационные показатели 330-тонных сталеразливочных ковшей с основной футеровкой в 2004 году

№ ковша камп./ стойк./ плавок	Экспл., суток/ разлито плавов: в сутки/ до 1-ой ос- тановки	Количество остановок			„Блины”, виды ремонтов						
		Замена гнездовых/ стойкость гнездовых, плавов	др.	Σ	бл.	ШП	р.д	ОК	П	Л	х/б
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
<u>17.1</u> 131	<u>61</u> 2,15/7,75	<u>1+4</u> 26,2	1	5	-	1	3	1	-	-	4
<u>17.2</u> 135	<u>65</u> 2,1/4,57	<u>1+4</u> 27	3	7	-	-	2	4	1	-	7
<u>17.3</u> 130	<u>51</u> 2,55/4,33	<u>1+2</u> 43,3	4	6	-	-	2	2	1	-	6
<u>21.1</u> 132	<u>32</u> 4,125/3,89	<u>1+3</u> 33	-	3	-	-	3	3	2	-	3
<u>21.2</u> 138	<u>62</u> 2,23/5,5	<u>1+3</u> 34,5	1	4	2	-	3	3	1	-	4
<u>21.3</u> 126	<u>64</u> 1,97/2,7	<u>1+3</u> 31,5	-	3	-	-	1	3	1	-	3
<u>23.1</u> 95	<u>61</u> 1,56/6,75	<u>1+3</u>	3	6	4	-	2	2	-	-	3
<u>23.2</u> 133	<u>38</u> 3,5/6,67	<u>1+3</u> 33,25	1	4	1	1	4	2	2	-	4
<u>23.3</u> 130	<u>60</u> 2,17/3,28	<u>1+3</u> 32,5	1	4	-	-	-	3	1	-	4
<u>23.4</u> 132	<u>51</u> 2,59/7,25	<u>1+4</u> 26,4	1	5	-	-	2	4	3	-	5
<u>26.1</u> 135	<u>46</u> 2,93/8,5	<u>1+2</u> 45	1	3	-	1	2	1	2	-	3
<u>26.2</u> 133	<u>48</u> 2,77/6,8	<u>1+4</u> 26,6	1	5	1	-	4	3	3	-	5
<u>26.3</u> 132	<u>60</u> 2,1/8,75	<u>1+3</u> 33	1	4	-	-	3	3	-	-	4
<u>26.4</u> 132	<u>60</u> 2,1/6,33	<u>1+3</u> 33	5	8	3	-	3	2	1	-	8
<u>30.1</u> 141	<u>74</u> 1,91/3,78	<u>1+4</u> 28,2	5	9	1	1	5	5	3	-	8
<u>30.2</u> 134	<u>38</u> 3,53/6,4	<u>1+2</u> 44,7	1	3	3	-	2	2	-	-	3
<u>30.3</u> 133	<u>56</u> 2,375/6,67	<u>1+3</u> 33,25	3	6	-	-	4	5	-	-	5
<u>14.1</u> 133	<u>88</u> 1,51/4,2	<u>1+4</u> 26,6	2	6	1	-	1	3	3	-	6
<u>14.2</u> 134	<u>67</u> 2,00 / 4,8	<u>1+4</u> 26,8	1	5	-	-	2	4	-	-	5

Продолжение таблицы 1

<u>1</u>	<u>2</u>	<u>3</u>	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\frac{14,3}{128}$	$\frac{45}{2,84/6,4}$	$\frac{1+3}{32}$	2	5	2	-	1	2	2	-	5
Средние		Суммы и средние			бл	Суммарное количество ремонтов					
131	$\frac{78,5}{2,20/5,78}$	$\frac{20+64}{30,24}$	$\frac{38}{1,2}$	$\frac{102}{5}$	19	3	49	57	26	0	95

Примечание: Из представленных данных видно, что стойкость шлакового пояса в ковшах с основной футеровкой достаточно высока и не создает дополнительных трудностей в эксплуатации.

Из табл.1 следует, что среднее значение важнейшего показателя «число наливов» или стойкость футеровки стен в рассмотренный период составляет 131 плавку при интервале колеблемости 95...141 плавка. Основная футеровка, как известно, очень чувствительна к теплосменам и их длительности. Данные табл.1 показывают, что в 2004 году длительность одной кампании ковша колебалась в пределах 45...88 суток и в среднем составила 78,5 суток. Количество плавов, разливаемых в сутки при этом составило всего 1,51...2,84 (в среднем 2,2). При нормальном же режиме эксплуатации ковша (без длительных задержек или остановок на ремонты) в сутки обычно разливают 3,28...7,75 плавов/сутки.(в среднем 5,78), т. е. в таком режиме разливки одна кампания футеровки длилась бы $131 / 5,78 = 22,7$ суток. Это упростило бы организацию работ и улучшило бы экономические показатели за счет удлинения срока службы футеровки.

Представляет интерес информация о долевой роли каждого вида ремонтов в их общем количестве:

Вид ремонта:	З.Г.	ШП	р.д	ОК	П	Л	х/б	Всего
количество	64	3	49	57	26	-	95	291
%%	21	1	17	20	9	-	32	100
Затрати огнеупоров на ремонт, кг	$(40+28) \times 2 = 136$	-	6696	1200	1500	$2 \times 12 = 24$	536	
Стоимость, грн/т	$(4360+1100)$		2037	2037	2037	1100	538	

В столбце 3 табл. 1 приведено количество используемых всего за кампанию пар гнездовых. Каждый комплект состоит из нижнего шамотного кирпича № 7А (согласно ТУ.....) и верхнего блока из леточной катушки ПЛК 93 или 94 (ТУ...). Как следует из данных табл.1, средняя стойкость двух комплектов гнездовых блоков составила 30,24 (при колеблемости от 23,75 до 44,7) плавки. То есть, фактически одним комплектом разливается всего 15,12 плавов (средний вес жидкой стали в ковше ~310 т).

Всего на одну кампанию требуется в среднем $(20 + 64)$ гнездовых / 20 камп. = 4,2 пары гнездовых, замена которых осуществляется в периоды остановок на ремонты.

С целью сокращения количества остановок на ремонты использовали новый огнеупорный элемент в устройстве гнездовых блоков (обозначен буквой Л). Данные об эксплуатации ковшей с этим элементом представлены в табл.2. Как видно из представленных в табл.1 и 2 данных, новая технология, предусматривающая применение новых огнеупоров при восстановлении изношенных гнездовых (индекс «Л»), положительно отразилась на основных показателях и структуре ремонтов футеровки:

Таблица 2 – Эксплуатационные показатели 330-тонных сталеразливочных ковшей с основной футеровкой в 2005 году

№ ковш камп./ стойк., плавков	Эксплуатация, суток/ разлито плавков, в сутки/ до 1-ой остановки	Количество остановок			„Блины”, виды ремонтов						
		Замена гнездовых/стойкость гнездовых, плавков	др.	Σ	бл.	ШП	р.д	ОК	П	Л	х/б
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
14.1 143	61 2,34/5,25	1+2 47,7	-	2	-	1	2	2	2	-	2
14.2 133	71 1,87/2,6	1+2 44,3	1	3	3	1	3	2	1	2	5
14.3 133	91 1,46/2,8	1+4 33,3	2	6	4		2	6	2	2	7
17.1 131	58 2,26/5,6	1+2 43,67	3	5	2		1	3	1	-	5
17.2 130	118 1,1/4,5	1+4 26	3	7	3		4	5	3	3	5
17.3 138	56 2,46/4,5	1+3 34,5	1	4	1		3	4	-	-	3
17.4 140	36 3,9/4,5	1+2 46,7	2	4	1	1	2	2	1	-	3
21.1 137	80 1,7/4,78	1+3 34,25	-	3	2		3	3	2	-	3
21.2 134	83 1,61/6,8	1+3 33,54	2	5	3		2	2	-	2	5
21.3 141	78 1,8/1,5	1+3 47	4	7	4		2	4	2	-	6
23.1 137	68 2,01/4,5	1+2 45,7	1	3	1		1	2	2	2	3
23.2 137	39 3,5/6,6	1+3 34,25	1	4	1		3	2	1	1	4
23.3 140	46 3,04/8,25	1+2 46,7	2	4	2		2	2	-	1	3
26.1 135	46 2,93/6,75	1+2 45	1	3	2		2	2	1	-	3
26.2 140	64 2,19/7,33	1+3 35	3	6	3		4	3	2	2	6
26.3 142	87 1,63/5,3	1+3 35,5	6	9	5		3	2	1	2	8
30.3 130	43 3,0/6,3	1+1 65	3	4	2		1	1	1	-	2
1.1 140	37 3,78/6,5	1+2 46,7	-	2	-		1	-	-	1	1

Продолжение таблицы 2

<u>1</u>	<u>2</u>	<u>3</u>	4	5	6	7	8	9	10	11	12
<u>1.2</u> 120	<u>38</u> 3,16/6,8	<u>1+2</u> 40	1	3	-		2	2	-	1	2
<u>1.3</u> 127	<u>59</u> 2,15/6,3	<u>1+3</u> 31,75	2	5	3		2	3	2	1	2
<u>1.4</u> 140	<u>74</u> 1,89/3	<u>1+2</u> 46,7	2	4	2		2	2	1	-	5
<u>2.1</u> 140	<u>48</u> 2,9/6,75	<u>1+4</u> 28	1	5	2		4	4	2	2	4
<u>2.2</u> 140	<u>46</u> 3,0/7,33	<u>1+3</u> 35	1	4	1		3	2	2	1	4
<u>2.3</u> 140	<u>45</u> 3,1/6,25	<u>1+4</u> 28	1	5	1		3	2	1	1	4
<u>2.4</u> 138	<u>69</u> 2/8,7	<u>1+3</u> 34,5	1	4	2		2	1	1	2	4
Середні		Суми та середні			бл	Сумарна кількість ремонтів					
<u>136</u>	<u>63</u> 2,78/5,76	<u>27+74</u> 37,5	<u>46</u> 1,7	<u>120</u> <u>4,4</u> <u>4</u>	51	3	66	65	34	27	114

– заметно уменьшилась общая продолжительность кампаний (с 78,5 до 63,0 суток) за счет сокращения простоев на ремонтах – косвенно об этом говорит увеличение средне-суточных разливок с 2,20 до 2,78 плавов (темп разливки до первой остановки/ремонта остался прежним: 5,78 и 5,76 плавов в сутки);

– средняя стойкость гнездовых увеличилась с 30,24 до 37,50 плавов, что, очевидно, и явилось причиной ускорения оборота ковшей.

Выводы. Черная металлургия Украины имеет в своей структуре технологии, предусматривающие эксплуатацию ковшей с основной футеровкой, стойкость которой превысила 130 плавов. Этот показатель в несколько раз выше, чем стойкость футеровок из шамотных изделий. Проблемным является рабочий слой днища – имеет место необходимость производить 5...7 остановок для ремонта изношенных участков, особенно гнездовых блоков. Применение новых изделий при восстановлении гнездовых позволило повысить стойкость огнеупоров, ускорить обрачиваемость ковшей.

ЛИТЕРАТУРА

1. Г.Ф.Боровиков, В.И.Башлий, Ф.И.Башлий, А.П.Сорока, В.А.Шевченко. Повышение стойкости футеровки 330-т сталеразливочных ковшей. // «Сталь». – 1998. – № 4. – С.22-24.
2. А.Д.Кулик, А.П.Огурцов, В.П.Полетаев и др. Улучшение качества стали и повышение стойкости футеровки сталеразливочных ковшей – взаимосвязанные факторы эффективности. // В сб. трудов международной конференции «Стратегия качества в промышленности и образовании», 3 – 10 июня 2005г., Варна, Болгария. – Дніпропетровськ: „Пороги”. – 2005. – С.64-67.

Днепродзержинский государственный технический университет

* Запорожский национальный технический университет

ПОЛУЧЕНИЕ НЕТРАДИЦИОННОГО ВИДА ЗАГОТОВОК, ПРЕДНАЗНАЧЕННЫХ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА

Дефіцит і висока вартість легуючих елементів, використуваних у виробництві швидкорізальних сталей (ШС), стали причиною пошуку ефективної технологічної схеми й ресурсозберігаючої технології виробництва нетрадиційних видів заготовок, що призначені для виготовлення інструмента.

Дефицит и высокая стоимость легирующих элементов, используемых в производстве быстрорежущих сталей (БС), явились причиной поиска эффективной технологической схемы и ресурсосберегающей технологии производства нетрадиционных видов заготовок, предназначенных для изготовления инструмента.

Deficiency and high in cost of the alloying elements used in manufacture raped steel cause expediency of search effective resource saving technology of the layered performs intended for manufacturing of the tool.

Введение. *Актуальность проблемы.* В современных экономических условиях создание конкурентоспособной металлопродукции предполагает использование эффективных ресурсосберегающих технологий, являющихся решающим фактором развития производства. Проблема экономии ресурсов приобретает особую актуальность при использовании в процессе производства дорогостоящих и дефицитных материалов.

В настоящее время из БС изготавливают значительную часть режущего инструмента, стоимость которого составляет примерно половину стоимости готовых изделий [1]. В связи с постоянно возрастающей дороговизной и ограниченностью сырьевых ресурсов легирующих материалов, входящих в состав БС, а также невозможностью полной и адекватной замены вольфрама и молибдена, в виду уникальности свойств последних, задача их экономии при создании соответствующих технологий представляет актуальную проблему в металлургии.

Постановка задачи. *Цель работы.* *Некоторые пути решения проблемы экономии легирующих элементов и повышения качества быстрорежущих сталей.* Современные направления исследований и разработок, нацеленные на решение проблемы экономии легирующих материалов, используемых при производстве быстрорежущих сталей, весьма разнообразны, однако состоят, преимущественно, в применении рационального легирования стали и совершенствования режимов термометаллургической обработки заготовок, а также поиске прогрессивных технологий производства быстрорежущих сталей и изготовления инструмента.

На сегодняшний день разработан ряд марок экономнолегированных и безвольфрамовых быстрорежущих сталей, предложены различные технологические схемы их изготовления, включающие использование методов порошковой и электрометаллургии, а также современные варианты отливки слитков и непрерывнолитых заготовок. В то же время создание оптимально легированных БС позволяет достичь лишь частичной эконо-

мии остродефицитных элементов. Можно утверждать, что ресурсы этого не беспредельного пути экономии легирующих элементов к настоящему времени практически исчерпаны. Утилизация или повторное использование БС для переплава изношенного инструмента связаны, прежде всего, с известными сложностями ведения процесса плавки и также не обеспечивают существенную экономию легирующих материалов [2]. Определенные резервы повышения качества режущего инструмента открывает модифицирование, а также использование композитных материалов. Созданы способы нанесения износостойких покрытий, позволяющих получить твердый поверхностный слой и вязкую основу инструмента. Применяются способы лазерной, газоимпульсной и пр. обработки рабочей поверхности инструмента. Однако перечисленные методы требуют, как правило, существенных затрат на реализацию, а также применения затем сложной термомеханической обработки, к тому же, не всегда обеспечивают заданный комплекс свойств и не могут быть полноправной заменой традиционных вольфраммолибденовым БС. Поэтому цель настоящей работы состояла в поиске новой технологической схемы и создании ресурсосберегающей технологии производства высококачественных и конкурентоспособных заготовок из БС, предназначенных для изготовления инструмента.

Концептуальные основы технологической схемы и ресурсосберегающей технологии получения слоистых заготовок. Анализ условий функционирования изделий из БС свидетельствует, что разные части их эксплуатируются в различных режимах, поэтому нет необходимости в изготовлении всего изделия из одного материала. В этом плане хорошо известны достоинства слоистых материалов и их преимущества при использовании с целью замены моносталей без потери целостности и с повышением качества, конструктивной прочности всего изделия. Одним из эффективных и реальных путей решения проблемы экономии дорогостоящих и дефицитных легирующих материалов, предназначенных для производства быстрорежущих сталей, может быть использование слоистых заготовок, позволяющих заменить неотвечивающую часть инструмента из БС сталью другого состава. Именно в этом случае, без изменения конструкции инструмента, можно достичь существенного ресурсосбережения.

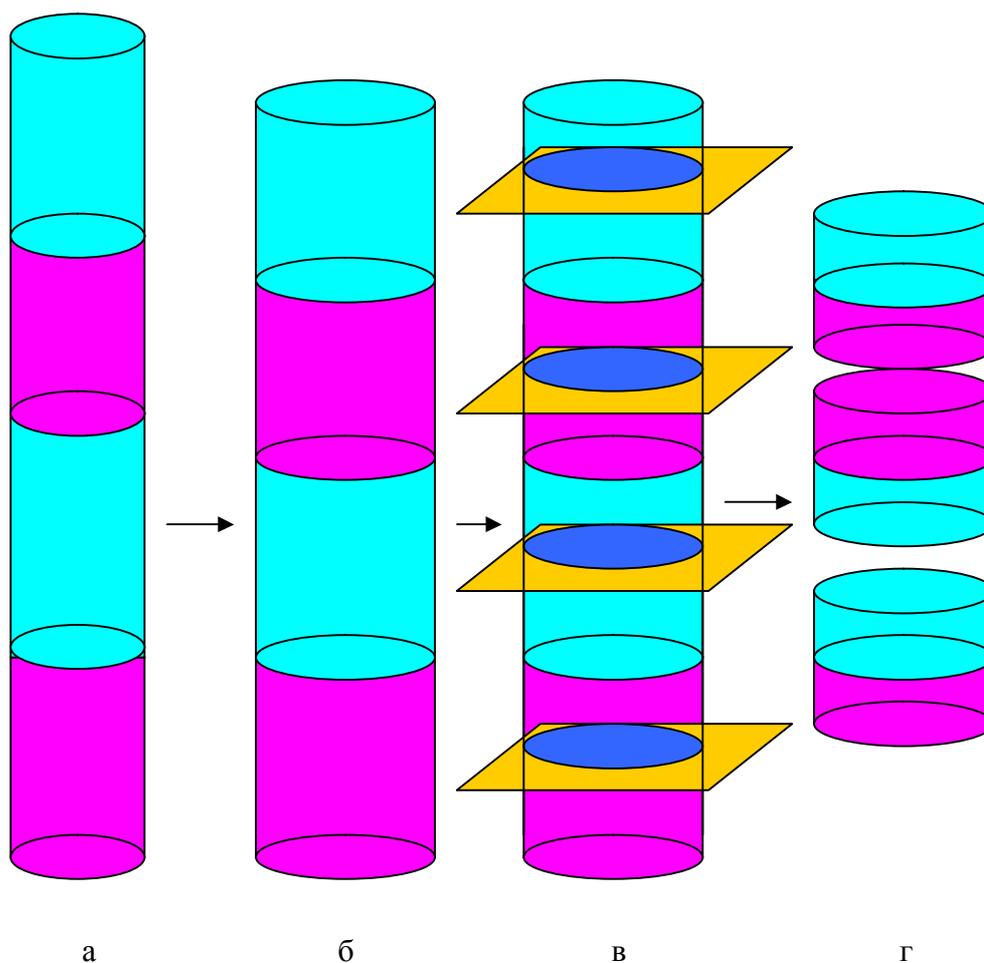
Традиционное конструирование слоистых заготовок предполагает такое расположение слоев, при котором поверхностный рабочий слой изготавливают из БС, а внутренний – из стали другого состава. Однако, в этом случае, как правило, небольшая толщина поверхностного слоя БС определяет довольно быстрый износ инструмента (без использования дополнительных дорогостоящих специальных технологий обработки поверхности), а при увеличении толщины поверхностного слоя БС трудно добиться существенной экономии легирующих элементов. Поэтому нами предложена конструкция заготовки, при которой весь рабочий орган инструмента изготавливают из БС, а остальную часть заготовки – из стали другого состава. Однако, в этом случае возникает проблема прочного соединения слоев разных по составу сталей и обеспечения соответствующего режима термической обработки, пригодного для обеих марок сталей. Кроме того, одной из важнейших проблем в создании качественных слоистых стальных заготовок является надежность границы соединения (зоны контакта) слоев.

Рядом исследований, в том числе авторов, показано преимущество литейных технологий получения слоистых сплавов в создании прочной и бездефектной зоны контакта слоев (переходной зоны), формирующейся из фаз, находящихся в жидкотвердом и твердожидком состояниях в период затвердевания расплавов [3]. В то же время традиционные литейные технологии, такие как метод «долива» («промывки»), не предотвращают ликвацию отдельных элементов (например, фосфора) в зону контакта слоев, а из-за быстрой кристаллизации они непригодны для получения слитков и заготовок большой массы и объема. Существующие методы получения слоистых заготовок, основанные на сплавлении слоев методами сварки или наплавки, а также использовании

вставок, не гарантируют высокой прочности и бездефектности зоны контакта слоев композита. Так, известны примеры изготовления концевого инструмента при сплавлении двух разнородных материалов – быстрорежущей и низколегированной сталей [4]. Однако неудовлетворительное качество границы соединения слоев является основной причиной выхода из строя такого инструмента.

В то же время, известно, что формирование слоистых заготовок средствами электрометаллургии, например, при осуществлении процесса в условиях вакуума или с использованием рафинирующего эффекта шлака и др. увеличивают вероятность получения бездефектной зоны контакта слоев. Выполненные нами исследования [5] свидетельствуют о высоком качестве переходного слоя, формирующегося в результате электроннолучевого переплава специальным образом приготовленных заготовок. Примером получения слоистых материалов на основе технологий ЭШП, полученных из составных расходных электродов, является производство заготовок для бандажированных валков с переменным составом по длине бочки [6].

Главная идея разрабатываемой технологии получения слоистых заготовок состоит в использовании средств технологии электрошлакового переплава (ЭШП) для обеспечения прочного и бездефектного соединения контактирующих слоев. При этом предполагается изготовление исходной заготовки-электрода с последующим переплавом его методом ЭШП (рис.1).



а – исходная многослойная заготовка-электрод, б – многослойная заготовка, полученная в результате переплава, в – порезка переплавленной заготовки, г – двухслойные заготовки

Рисунок 1 – Схематическое изображение конструкции многослойных заготовок

Методика проведения и результаты экспериментов. Получение многослойных заготовок диаметром 100мм с последовательно чередующимися слоями из БС марки Р6М5 и углеродистой стали, модифицированной титаном, осуществляли на установке А-550. Для формирования таких заготовок в качестве исходного расходуемого электрода использовали предварительно изготовленную сборную заготовку, состоящую из последовательно чередующихся сплавленных слоев БС и углеродистой модифицированной стали. Шихтовые материалы для БС представляли отходы инструментальной стали. Модифицирование углеродистой стали осуществляли предварительно, в то же время возможен ввод титана в расплав и в процессе электрошлакового переплава исходных заготовок.

Размеры как исходной заготовки, так и полученной в результате переплава выбирали, исходя из реальных базовых размеров заготовок, необходимых для соответствующего режущего инструмента.

Переплавленные многослойные заготовки подвергали резке, схема которой представлена на рис.1в. Последующая двойная высокотемпературная обработка по специально разработанному режиму позволила обеспечить высокую прочность и предотвратить рост зерна в сталях обеих марок.

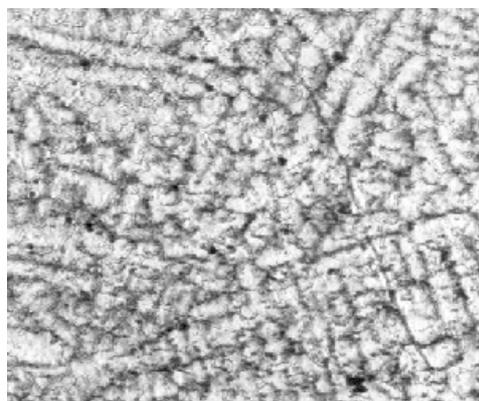
В результате переплава сборной заготовки-электрода с чередующимися слоями из быстрорежущей и среднеуглеродистой модифицированной стали происходит послойное формирование двух видов структур с переходной зоной между ними, ширина которой зависит от режима ведения плавки. Многослойная заготовка, получаемая в результате ЭШП, характеризуется однородностью состава по ширине и высоте каждого из слоев, высоким качеством их структуры.

При затвердевании БС формируются столбчатые дендриты, главные оси которых ориентированы в направлении теплоотвода.

Ширина переходной зоны, определенная на основании измерения величины микротвердости слоистого металла, составляет порядка 2-3мм. Образование переходной зоны соответствует месторасположению переплавляемой зоны контакта слоев стали двух марок и сопровождается изменением характера кристаллизации. В переходных зонах столбчатые дендриты, формирующиеся в процессе кристаллизации БС, сменяются глобулярными, что связано с модифицирующим (инокулирующим) действием соединений титана, присутствующих в среднеуглеродистой стали (рис.2а, б).



а



б

Рисунок 2 – Общий вид (а) и фрагмент (б) дендритной структуры в переходной зоне, X 50 (а) и 500 (б)

Металлографическими исследованиями переходной зоны образцов, подвергнутых термической обработке, обнаружено изменение характера и морфологии пограничных выделений эвтектических карбидов: на смену разветвленным выделениям, наблюдаемых в БС, приходят пластинки карбидных эвтектик в приграничном слое (рис.3а, б).



Рисунок 3 – Эвтектические карбиды в БС (а) и переходной зоне (б), X500

Опробованный режим термообработки позволил в результате последовательно производимых операций существенно измельчить аустенитное зерно и замедлить его рост при нагреве вплоть до 1320°С.

Выводы. Создана принципиально новая технологическая схема и разработана инновационная ресурсосберегающая технология производства слоистых заготовок с рабочим слоем из БС, включающие конструирование сборной заготовки-электрода, предназначенного для переплава, получение литой заготовки методом ЭШП, ее порезку, а также и разработку режима термической обработки литой слоистой заготовки.

Ресурсосбережение разработанной технологии достигается за счет экономии дорогостоящих и дефицитных легирующих элементов в процессе производства композита, а также использования в качестве исходных материалов отходов БС, применения рационального и эффективного режима термообработки, предназначенного для сталей обеих марок, а также получения заготовок заданных размеров.

Применение метода ЭШП для производства слоистых заготовок малых размеров по специальным схемам открывает новую перспективу в рациональном использовании материальных и энергетических ресурсов при производстве инструмента на основе БС.

ЛИТЕРАТУРА

1. Шпак П.О. Сталь Р6М5 – электрошлаковый переплав отходов / *Металлознавство та обробка металів.* – 2003. – №4. – С.31-33.
2. Структура та властивості швидкорізальної сталі Р6М5, отриманої шляхом електронно-променевого переплаву промислових відходів / М.І.Гречанюк, П.О.Шпак, І.Б.Афанасьев та інші. „Производство стали в ХХ1 веке. Прогноз, процессы, технология, экология” // Под общ. ред. Чернеги Д.Ф./Киев – Днепродзержинск, 2000. – С.380-384.
3. Титова Т.М., Поляков С.Н. Особенности формирования двухслойного слитка и микроструктуры композитного проката / *Сталь.* – 1999, №12. – С.57-60.
4. Серидин-Собатин П.П. О прочности сварного соединения концевой режущего инструмента / *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 1985. – №11. – С.36-37.

5. Титова Т.М., Стовпченко А.П. Особенности образования Ti-содержащих неметаллических включений в металле высокоинтенсивного переплава / Неметалеві включення і гази у ливарних сплавах: Збірник наукових праць 1X міжнародної науково-технічної конференції. 18-22 вересня 2000 / Під. ред. Луньов В.В.// Запоріжжя: ЗНТУ, 2000 – С.65-67.
6. Чепурной А.Д. Перспективы применения электрошлаковой технологии в производстве ответственных изделий машиностроения / Проблемы специальной электрометаллургии. – 2001, №4. – С.11-16.

УДК 669.184.244.66

ПАНТЕЙКОВ С.П., к.т.н, доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

**СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА
ПЕРЕДЕЛЬНОГО ЧУГУНА В УСЛОВИЯХ РАБОТЫ КОНВЕРТЕРНОГО
ЦЕХА ОАО “ДНЕПРОВСКИЙ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЙ КОМБИНАТ
ИМ. Ф.Э.ДЗЕРЖИНСКОГО”**

За допомогою програми STATISTICA проведений статистичний аналіз хімічного складу переробного чавуну в умовах роботи конвертерного цеху ВАТ “Дніпровський металургійний комбінат ім. Ф.Е.Дзержинського”. Отримані регресійні залежності, що дозволяють визначати вміст кожного елемента у чавуні в залежності від інших його складників.

С помощью программы STATISTICA проведен статистический анализ химического состава передельного чугуна в условиях работы конвертерного цеха ОАО “Днепровский металлургический комбинат им. Ф.Э.Дзержинского”. Получены регрессионные зависимости, позволяющие определять содержание каждого элемента в чугуне в зависимости от остальных его составляющих.

With the help of program Statistics the statistical analysis of a chemical structure of a pig-iron in conditions of converter shop of the OJSC “Dniprovsky Iron and Steel Integrated Works” is conducted. Regression dependences enabling to determine the contents of each element in a pig-iron depending on other its components are received.

Введение. В кислородных конвертерах перерабатываются чугуны, химический состав которых изменяется в широких пределах: 3,7...4,7 % С; 0,15...2,6 % Mn; 0,3...2,0 % Si; ≤ 0,07 % S; до 0,3 % P и более. Технология и показатели конвертерной плавки в значительной мере зависят от химического состава и температуры заливаемого в конвертерный агрегат чугуна. Опыт работы современных конвертерных цехов показал, что для получения высоких технико-экономических показателей процесса конвертирования содержание химических элементов в чугуне целесообразно ограничивать в оптимальных пределах.

Постановка задачи. Целью настоящей работы является определение методом математической статистики оптимального химического состава передельного чугуна применительно к условиям работы конвертерного цеха ОАО “Днепровский металлургический комбинат им. Ф.Э.Дзержинского”, а также получение формул для определения концентрации каждого химического элемента в чугуне в зависимости от концентраций остальных его составляющих.

Исследования проводились на персональных компьютерах с помощью программного обеспечения STATISTICA фирмы StatSoft, Inc. (США) [1].

Результаты работы. Согласно проведённого автором статистического анализа*) двух массивов данных химического состава применяемых чугунов согласно паспортов плавок с применением пяти- и шестисопловых фурм для условий работы конвертерного цеха ОАО “Днепропетровский металлургический комбинат им. Ф.Э. Дзержинского” (ОАО “ДМКД”) установлено, что присутствует взаимосвязь химических элементов (углерода, кремния, марганца, фосфора и серы) в чугуне друг с другом. Эта взаимосвязь выражается в существенном влиянии на концентрацию каждого химического элемента чугуна концентраций остальных составляющих последнего. В результате статистической обработки данных плавок получены следующие линейные регрессионные зависимости [2] для определения химического состава чугуна по основным химическим элементам:

$$[\%C] = 4,781032 - 0,307305 \cdot [\%Si] + 0,050555 \cdot [\%Mn] - 3,14109 \cdot [\%P] - 1,60101 \cdot [\%S], \quad (1)$$

$$[\%Si] = 5,45743 - 1,07157 \cdot [\%C] - 0,046616 \cdot [\%Mn] + 5,193379 \cdot [\%P] - 6,16448 \cdot [\%S], \quad (2)$$

$$[\%Mn] = -1,06583 + 0,256192 \cdot [\%C] - 0,067746 \cdot [\%Si] + 8,876826 \cdot [\%P] - 2,0796 \cdot [\%S], \quad (3)$$

$$[\%S] = 0,166697 - 0,030847 \cdot [\%C] - 0,034062 \cdot [\%Si] - 0,007907 \cdot [\%Mn] + 0,627382 \cdot [\%P], \quad (4)$$

$$[\%P] = 0,089364 - 0,01348 \cdot [\%C] + 0,006391 \cdot [\%Si] + 0,007517 \cdot [\%Mn] + 0,139735 \cdot [\%S]. \quad (5)$$

Для проверки на нормальность распределения исходных данных предварительно была построена табл.1 с занесением в неё основных статистических характеристик химического состава чугуна.

В табл.1 по столбцам имеем: выборочное среднее, минимальное и максимальное значение переменной, стандартное отклонение, выборочную дисперсию, коэффициенты асимметрии и эксцесса. Анализ значений коэффициентов асимметрии и эксцесса подтверждает предположение о нормальности распределения исходных данных.

Таблица 1 – Основные статистические характеристики, полученные для химического состава чугуна

Эл-нт	Mean	Minimum	Maximum	Std.Dev.	Variance	Skewness	Kurtosis
[C]	4,3754342	4,09	4,75	0,0896632	0,0080395	0,0576838	1,1438198
[Si]	0,7966106	0,25	1,49	0,1753263	0,0307393	0,5792318	1,2858254
[Mn]	0,3131905	0,06	0,88	0,1580219	0,0249709	0,2194407	0,5442244
[S]	0,0283333	0,015	0,095	0,0108823	0,0001184	2,0128917	6,3669161
[P]	0,0417899	0,032	0,060	0,0050999	0,000026	1,4428151	1,3914435

Проверку адекватности разработанных статистических моделей (1)...(5) осуществляли по критерию Фишера. Во всех случаях расчётный коэффициент оказывался больше табличного. Это значит, что полученные регрессионные уравнения (1)...(5) адекватно описывают имеющиеся данные в исследуемом диапазоне.

Полученные уравнения (1)...(5) в сущности представляют собой систему линейных алгебраических уравнений. Решая полученную систему уравнений методом Гаусса [3] получаем химический состав применяемого чугуна (табл.2). Так как полученные значения являются единственным решением системы уравнений, то их можно считать оптимальными (удовлетворяющими все пять уравнений системы) концентрациями указанных химических элементов в чугуне. Сравнивая средние значения содержания элементов в чугуне, полученные с помощью статистического анализа (табл.1), и оптимальные концентрации, рассчитанные по системе уравнений (1)...(5) (табл.2), видим практически полное их совпадение, что дополнительно говорит о правильности выведе-

*) В работе принимала участие студентка Тохтомир А.Ю.

денных формул (1)...(5). Кроме всего прочего, полученные данные табл.2 хорошо корреспондируются с имеющимися в научно-технической литературе [4, 5] сведениями относительно оптимального химического состава пердедельного чугуна.

Таблица 2 – Оптимальный химический состав чугуна для ОАО “ДМКД”, рассчитанный по системе уравнений (1)...(5) методом Гаусса [3]

[%C]	[%Si]	[%Mn]	[%S]	[%P]
4,3754497	0,7965787	0,3131743	0,0283348	0,0417874

Выводы. Анализируя полученную систему уравнений (1)...(5), приходим к следующим выводам. Содержание каждого элемента в чугуне будет зависеть от концентрации остальных составляющих как по отдельности, так и от их суммарного содержания. Причем, как показал корреляционный анализ, зависимость каждого элемента от остальной их совокупности значима. Полученная система уравнений (1)...(5) устанавливает следующее влияние химических элементов чугуна друг на друга:

- пониженное содержание углерода в чугуне будет наблюдаться при низком содержании в последнем марганца и высоких концентрациях кремния, фосфора и серы и наоборот – высокий углерод в чугуне будет достигаться при низких концентрациях кремния, фосфора, серы и высоком содержании марганца;
- снижение концентрации фосфора и повышение содержания углерода, марганца и серы приводит к снижению концентрации кремния и наоборот – высокое содержание кремния может быть достигнуто при низких концентрациях углерода, марганца и серы и высокой концентрации фосфора;
- повышению содержания марганца в чугуне способствует повышение концентраций в нём углерода и фосфора и снижение содержания кремния и серы. Наоборот, низкие концентрации марганца достигаются повышением содержания кремния и серы и понижением концентраций углерода и серы;
- увеличение содержания углерода, кремния, марганца и снижение содержания фосфора способствуют снижению в чугуне такой вредной примеси, как сера;
- так же при увеличении содержания углерода снижается концентрация в чугуне фосфора, но при этом необходимо иметь пониженные концентрации кремния, марганца и серы.

Таким образом, низкому содержанию таких вредных примесей в чугуне, как сера и фосфор, будет способствовать повышение содержания углерода в чугуне, причем между концентрациями серы и фосфора наблюдается прямая зависимость – низкое содержание серы в чугуне приводит к снижению в нем концентрации фосфора и, аналогично, низкое содержание фосфора в чугуне способствует снижению в последнем концентрации серы.

В заключение можно сказать, что для повышения качества стали, хотя содержание углерода в пердедельном чугуне нигде и никогда не регламентируется [4], необходимо применять чугуны с повышенным содержанием углерода (согласно расчета в пределах 4,3-4,4 %), так как они будут более чистыми по сере и фосфору, чем чугуны с более низким содержанием углерода.

ЛИТЕРАТУРА

1. Боровиков В.П. Популярное введение в программу STATISTICA. – М.: Компьютер-Пресс, 1998. – 267с.
2. Пантейков С.П., Трикило А.И., Тохтомир А.Ю. Статистический анализ влияния технологических факторов плавки на технико-экономические показатели процесса конвертирования // Азовсталь–2000: Тезисы докладов научно-технической конференции молодых специалистов. – Мариуполь, 2000. – С.10.

3. Огурцов А.П., Мамаев Л.М., Каримов И.К. Математические методы и модели в расчётах на ЭВМ. – Киев: ИСМО, 1997. – 192с.
4. Якушев А.М. Справочник конвертерщика. – Челябинск: Metallurgia, 1990. – 448с.
5. Сталеплавильне виробництво: Навчальний посібник / В.І.Баптизмаський, Б.М.Бойченко, О.Г.Величко та ін. – К.: ІЗМН, 1996. – 400с.

УДК 621.744.4

МОГЛЕВЦЕВ О.О., к.т.н., доцент
ВИХРЮК О.С., студентка

Дніпродзержинський державний технічний університет

НАПІВЕМПІРИЧНЕ РІВНЯННЯ ПРЕСУВАННЯ ЛИВАРНИХ ФОРМ

На основі теоретичного аналізу виведено напівемпіричне рівняння, яке дає можливість розрахувати середню густину ущільненої формувальної суміші в залежності від тиску пресування.

На основании теоретического анализа выведено полуэмпирическое уравнение, позволяющее рассчитать среднюю плотность уплотненной формовочной смеси в зависимости от давления прессования.

On the grounds of theoretical analysis was designed half-empirical formula for calculation of density of compacting mould-compound, depending on pressing pressure.

Вступ. Якість виливків значною мірою залежить від властивостей ливарної форми. Ці властивості визначаються складом формувальної суміші та ступенем її ущільнення. Як недостатнє, так і надмірне ущільнення може спричинити брак виливків. Одним з найпоширеніших способів ущільнення ливарних форм є пресування під різним тиском. Для отримання якісних форм необхідно мати критерій правильного вибору тиску пресування.

Постановка задачі. Показником ступеня ущільнення форми є середня густина δ формувальної суміші. Якщо ущільнення здійснюється методом пресування, густина суміші певного складу залежить, насамперед, від тиску P_{np} пресування форми.

Нинішній стан ливарної науки не дає змоги теоретично визначити залежність середньої густини ущільненої суміші від тиску пресування форми. Щоб мати змогу бодай приблизно розрахувати густину суміші, різними авторами було запропоновано декілька емпіричних формул. Загально відомою є формула Н.П. Аксьонова [1], яка після переведення в систему SI має вигляд

$$\delta = 1000 + 56,5 \cdot C \cdot P_{np}^{0,25}, \quad (1)$$

де C – коефіцієнт ущільнюваності суміші;
 P_{np} – тиск пресування, Па.

Коефіцієнт C залежить від властивостей суміші та початкової висоти її засипки в опоку. Для піщано-глинистої суміші він знаходиться в межах 0,4-0,6.

За даними автора [1], формула (1) дає досить надійні результати, якщо тиск пресування не перевищує 0,5-1,0 МПа. Тим часом, в останній період широко застосовується тиск пресування до 2,5 і навіть до 5,0 МПа. За високого тиску пресування формула

Аксьонова дає надто великі значення густини, які не відповідають практиці. Наприклад, якщо тиск пресування перевищує 10 МПа, розрахункова густина ущільненої суміші наближається до густини монолітного кварцу.

Інше рівняння, яке заслуговує уваги, було запропоновано Г.М. Орловим [2]:

$$\delta = \delta_{\max} \cdot \left(\frac{P_{np}}{P_{\max}} \right)^{\mu}, \quad (2)$$

де δ_{\max} – максимальна густина суміші, яка має місце при $P_{np} = P_{\max}$;
 μ – коефіцієнт ущільнюваності, який залежить від складу формувальної суміші.

Формула (2) дає вірні результати переважно для середнього та високого тиску пресування, а для низького вона приводить до абсурду: розрахункова густина неущільненої суміші ($P_{np} = 0$) дорівнює нулю!

Метою роботи є виведення формули, придатної для всього можливого інтервалу тисків пресування ливарної форми.

Результати роботи. Виводячи напівемпіричну формулу пресування, виходили з двох очевидних вимог:

1) якщо тиск пресування дорівнює нулю, розрахункова середня густина суміші повинна дорівнювати дійсній густині δ_0 неущільненої суміші;

2) при необмеженому зростанні тиску пресування розрахункова густина суміші повинна асимптотично наближатися до фіксованого максимального значення δ_{\max} .

Найпростішою кривою, яка має горизонтальну асимптоту (а саме вісь x), є гіпербола, яка описується рівнянням

$$y = -\frac{a}{x}. \quad (3)$$

Для того, щоб крива задовольняла вищезазначеним вимогам, виконаємо заміну системи координат, а саме: покладемо $y = \delta - \delta_{\max}$ (зміщення осі абсцис); $x = P_{np} + b$ (зміщення осі ординат). Величину b знайдемо з вимоги, щоб неущільнена суміш (при $P_{np} = 0$) мала розрахункову густину δ_0 :

$$\delta_0 = \delta_{\max} - \frac{a}{b}.$$

Звідки

$$b = \frac{a}{\delta_{\max} - \delta_0}.$$

Підставивши відповідні координати у формулу (3), отримаємо після перетворень рівняння, що відповідає обом вимогам:

$$\delta = \delta_{\max} - \frac{a(\delta_{\max} - \delta_0)}{a + (\delta_{\max} - \delta_0)P_{np}}.$$

Неважко бачити, що сформульованим вимогам відповідає також більш загальне рівняння виду

$$\delta = \delta_{\max} - \frac{a(\delta_{\max} - \delta_0)}{a + (\delta_{\max} - \delta_0)P_{np}^k}. \quad (4)$$

Дійсно, якщо $P_{np} = 0$, $\delta = \delta_0$; якщо $P_{np} \rightarrow \infty$, $\delta \rightarrow \delta_{\max}$.

Цю формулу будемо вважати рівнянням пресування.

Максимальну густину ущільненої суміші δ_{max} можна оцінити, виходячи з таких міркувань. Цілком природно припустити, що при максимальному ущільненні (якщо зерна матеріалів не подрібнюються) частинки наповнювача торкаються одна одної, а всі інші складові розташовані в порах між ними.

Перевіримо, чи вистачить для цього об'єму пор. Об'ємна маса кварцового піску дорівнює 1,4-1,7 т/м³, а густина кварцу 2,66 т/м³ [3]. Якщо взяти навіть найвищу об'ємну масу піску, то в 1 м³ піску (а отже і максимально ущільненої суміші, де частинки піску торкаються одна одної) кварц займає об'єм $1,7/2,66 = 0,64$ м³, отже відносний об'єм пор дорівнює 36%, що значно більше, ніж об'єм усіх можливих домішок.

Отже максимальна густина ущільненої суміші дорівнює

$$\delta_{max} = \delta_n + \Sigma m_o, \quad (5)$$

де δ_n – об'ємна маса наповнювача;
 Σm_o – сума мас усіх домішок в 1 м³ суміші.

Густину δ_o розпушеної суміші треба визначити експериментально. Для розрахунку величин a і k необхідно мати щонайменше дві експериментальні точки.

Порівняємо результати, які дають формули Аксьонова (1), Орлова (2) та виведене рівняння (4).

Для цього візьмемо формувальну суміш № 1, яку досліджував Г.М. Орлов [2]. Ця суміш містить 87,0% піску, 8% глини та 5% води. Для даної суміші Г.М. Орлов отримав такі значення: густина при ущільненні під тиском 10 МПа дорівнює 1852 кг/м³, коефіцієнт ущільнюваності $\mu = 0,042$. Можна також припустити, що склад суміші, для якої виведена формула Аксьонова, не дуже відрізняється від наведеного.

Для такої суміші

$$\delta_{max} = \delta_n + m_g + m_w,$$

де m_g та m_w – маса глини та води в 1 м³ формувальної суміші, яка має густину δ_{max} . Нескладні перетворення дають:

$$\delta_{max} = \frac{\delta_n}{1 - 0,01(\Gamma + W)}, \quad (6)$$

де Γ , W – масова частка глини та води відповідно, %.

Поклавши для піску $\delta_n = 1620$ кг/м³, маємо за формулою (6) $\delta_{max} = 1860$ кг/м³.

Для розрахунку a та k візьмемо такі дві точки: 1) розрахована за формулою Аксьонова: $P_{np} = 0,05$ МПа; $\delta = 1422$ кг/м³; 2) розрахована за формулою Орлова:

$$P_{np} = 2,5 \text{ МПа}; \delta = 1747 \text{ кг/м}^3.$$

Підставивши в формулу (4), маємо систему рівнянь:

$$1422 = 1860 - \frac{(1860 - 1000)a}{a + (1860 - 1000)0,05^k};$$

$$1747 = 1860 - \frac{(1860 - 1000)a}{a + (1860 - 1000)2,5^k}.$$

Розв'язання системи дає $a = 200$; $k = 0,5$.

Рівняння пресування для даної суміші набуває вигляду

$$\delta = 1860 - \frac{172 \cdot 10^3}{200 + 860 \cdot P_{np}^{0,5}}, \quad (7)$$

де тиск пресування виражений у мегапаскалях.

Густина ущільненої суміші для різних значень тиску пресування розрахована за формулами Аксьонова, Орлова та за формулою (7), наведена в табл.1.

З табл.1 видно, що відхилення від формули Аксьонова на дільниці від 0,05 до 0,5 МПа не перевищують 6%. Значні відхилення мають місце при більш високих тисках, для яких формула Аксьонова і не призначена. Відхилення від формули Орлова на всьому проміжку від 0,05 до 10 МПа не перевищують 4%. Суттєві відхилення мають місце при тисках, близьких до нуля; але як було показано вище, при наднизьких тисках пресування формула Орлова дає невірні результати.

Отже виведене напівемпіричне рівняння пресування можна використовувати для будь-якого тиску пресування ливарних форм. Його можна застосовувати для прогнозування середньої густини форм, виготовлених методом пресування з суміші на будь-якій основі з будь-якими домішками, треба тільки виміряти експериментально густину пухкої суміші, а також середню густину при двох величинах тиску пресування, щоб розрахувати постійні величини, що входять у формулу для даного складу суміші.

Висновок. Виведена напівемпірична формула пресування, яка дає можливість на основі результатів нечисленних дослідів прогнозувати середню густину ливарних форм, виготовлених з будь-яких формувальних сумішей за будь-якого тиску пресування.

Таблиця 1 – Розрахункова середня густина ущільненої суміші

Тиск пресування, МПа	Розрахункова густина суміші, кг/м ³			Відхилення, %, формули (7) від	
	за Аксьоновим	за Орловим	за формулою (7)	формули Аксьонова	формули Орлова
1	2	3	4	5	6
0	1000	0	1000	0	-
0,05	1422	1482	1422	0	-4,0
0,1	1502	1526	1496	-0,4	-2,0
0,2	1597	1571	1566	-1,9	-0,3
0,3	1661	1598	1604	-3,4	+0,4
0,4	1710	1618	1629	-4,7	+0,7
0,5	1751	1633	1647	-5,9	+0,9
1,0	1893	1681	1698	-10,3	+1,0
2,0	2062	1731	1739	-15,7	+0,5
3,0	2175	1761	1758	-19,2	-0,2
4,0	2263	1782	1770	-21,8	-0,7
5,0	2335	1799	1779	-23,8	-1,1
10,0	2589	1852	1801	-30,4	-2,8

ЛІТЕРАТУРА

1. Аксенов П.Н. Оборудование литейных цехов: Учебник для вузов. - М.: Машиностроение, 1979. – 510с.
2. Орлов Г.М. Автоматизация и механизация процессов изготовления литейных форм. - М.: Машиностроение, 1988. – 264с.
3. Физико-химические постоянные материалов и параметры процессов литья: Справочник / А.Н. Цибрик, Л.А. Семенюк, В.А. Цибрик. – К.: Наукова думка, 1987. – 270с.

Днепродзержинский государственный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОТОКОВ ШЛАКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО РАСПЛАВА НА АКОС ТИПА "КОВШ-ПЕЧЬ" ПРИ КОНЦЕНТРИРОВАННОМ НАГРЕВЕ И ПЕРЕМЕШИВАНИИ РАСПЛАВА ДИСПЕРГИРУЕМЫМ ГАЗОМ ДЛЯ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ПРОЦЕССОВ ФОРМИРОВАНИЯ РАФИНИРУЮЩИХ ШЛАКОВ ИЗ ТШС И СОКРАЩЕНИЯ ПРОДОЛЖИТЕЛЬНОСТИ ПЛАВЛЕНИЯ КУСКОВЫХ И ПРУТКОВЫХ ДОБАВОК

Наведено результати досліджень гідродинаміки турбулентної ковшової ванни на АКОС при верхньому концентрованому нагріванні шлакометалевого розплаву електродугою змінного струму з несиметричним продуванням диспергованим аргоном. Встановлено, що місце розташування донної фурми в значній мірі характеризує не тільки якісну картину напряму потоків металу в ковші, а й визначає величину швидкості їхнього руху.

Приведены результаты исследований гидродинамики турбулентной ковшевой ванны на АКОС при верхнем концентрированном нагреве шлакометаллического расплава электродугой переменного тока с асимметричной продувкой диспергированным аргоном. Установлено, что место расположения донной фурмы в значительной степени характеризует не только качественную картину направления потоков расплава в ковше, но и определяет величину скорости их движения.

Results of researches of hydrodynamics turbulent ladle baths on ACODS are resulted at the top concentrated heating slag-and-metall fuse by an electroarch of an alternating current with an asymmetric purge of argon. It is established, that the location ground furn substantially characterizes not only a qualitative picture of a direction of streams fuse in a ladle, but also defines size of speed of their movement.

Введение. АКОС "печь–ковш" и технология внеагрегатного рафинирования и доводки стали по температуре и химическому составу с их использованием в последние годы находят все большее применение на металлургических и машиностроительных предприятиях Украины при получении конвертерной, мартеновской и электростали высокого качества. Однако, несмотря на более чем тридцатилетний опыт эксплуатации агрегатов "печь–ковш" в мировой металлургической практике, число публикаций о технологии обработки стали на таком оборудовании остается ограниченным, а приведенная в них информация недостаточна и, в ряде случаев, противоречива.

Произведен анализ имеющихся в литературе, на металлургических предприятиях и в проспектах инофирм схем и чертежей компоновки оборудования на АКОС. Вызывает сомнение в правильности и технологической целесообразности принятого размещения течек для подачи компонентов ТШС, кусковых ферросплавов и для ввода порошковой проволоки и алюминиевой катанки с помощью трайб-аппаратов на импортных АКОС. Представляется вероятным, что при этом не будет обеспечиваться быстрое попадание кусковых компонентов ТШС в район электродов нагревательного модуля для форсированного формирования синтетического шлака, а ввод прутковых добавок в околофурменную зону не обеспечит надлежащего усвоения корректирующих и модифицирующих материалов в связи с возможным изгибом и выносом на поверхность шлака алюминиевой катанки и порошковой проволоки интенсивным потоком расплава

в зону всплывания аргонных пузырей в ковше. Нет данных о конструкции и режимах работы машин (устройств) для скачивания жидкоподвижных шлаков из ковша перед обработкой на АКOC. Данные о конструкции оборудования, расходах газов и материалов на АКOC для ковшей большой емкости в зарубежной периодической литературе не выявлены. Все вышеуказанное не позволяет в настоящее время сформулировать типовые технологические рекомендации по параметрам ресурсосберегающей обработки стали разного сортамента на АКOC, определить обобщенные технические решения по набору и конструкции оборудования этих агрегатов, особенно для ковшей большой емкости (160-350 т). Решение этих задач требует выполнения комплекса исследований.

Постановка задачи. В качестве исходных для разработки трехмерной математической модели выбраны стали марок 85Г и 17Г1С, а для опытно-промышленного опробования разработанных рациональных режимов внеагрегатной обработки и адаптации математической модели – сталь марки ШХ15, производство которых осуществляется в условиях ЭСПЦ-3 ОАО "Днепроспецсталь" с обработкой металла на АКOC "печь–ковш".

Стационарное течение шлакометаллического расплава (ШМР), единой газожидкостной среды в сталеразливочном ковше, возникающее при продувке ковшевой ванны аргоном, в силу введенных предположений описывается системой нестационарных уравнений Навье-Стокса в приближении Буссинеска при $\tau \rightarrow \infty$:

$$\frac{\partial \vec{V}}{\partial \tau} + (\vec{V} \cdot \nabla) \vec{V} = -\frac{1}{\rho_0(T)} \text{grad}P + \nu(T) \Delta \vec{V} + (1 - \bar{\alpha}) \vec{g}, \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \bar{\alpha}}{\partial \tau} + (\vec{V} \times \nabla) \bar{\alpha} &= 0, \\ \text{div} \vec{V} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = -\nabla(T\vec{V}) + D_3 \Delta T + Q(r, \varphi, z), \quad (3)$$

где \vec{V} – вектор скорости ШМР, имеющий следующие компоненты в направлении ортов r_c, φ_c, z_c системы координат $\{v_r, v_\varphi, v_z\}$ и определяемый как отношение плотности импульса среды $\bar{\pi}$ к массовой плотности $\bar{V} = \frac{\bar{\pi}}{\rho}$; $v_\varphi = \frac{\mu_\varphi}{\rho_0}$ – эффективный коэффициент кинематической вязкости компонента ШМР, учитывающий турбулентный характер его движения; $\rho = \rho_0(1 - \bar{\alpha})$ – плотность единого ШМР; ρ_0 – плотность компонента ШМР; $\bar{\alpha}$ – объемная доля газа в ШМР \vec{g} – вектор ускорения свободного падения; P – давление; D_3 – эффективный коэффициент температуропроводности.

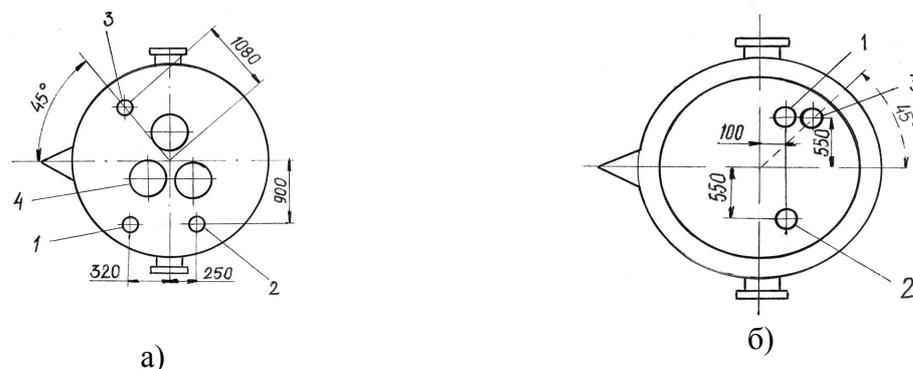
Перенос теплоты в объеме ковшевой ванны за счет теплопроводности компонентов ШМР и его гидродинамики при донной аргонной продувке и верхнем концентрированном источнике тепла от электрических дуг описывается в дифференциальной форме следующим уравнением:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = -\vec{\nabla}(T\vec{V}) + D_3 \Delta T + Q(r, \varphi, z), \quad (4)$$

где $Q(r, \varphi, z)$ – объемный источник теплоты в горячей зоне;
 T – температура расплава;
 D_3 – эффективный коэффициент температуропроводности.

С использованием разработанной математической модели исследована гидродинамика шлакометаллического расплава в заполненном ковше при обработке на АКОС "печь-ковш" переменного тока.

Рассмотрены три варианта расположения донной продувочной фурмы (рис.1а) относительно технологических отверстий для ввода кусковых и прутковых добавок, порошковых проволок и пробоотборника, а также отверстий для ввода электродов нагревательного модуля, расположенных в крышке АКОС (рис.1б).



1 – отверстие для отбора проб и температуры; 2 – отверстие для ввода кусковых добавок; 3 – отверстие для ввода прутковых добавок через трайбаппарат; 4 – отверстие для ввода электродов

1 – по технологии завода; 2 – рекомендованная фирмой–производителем; 3 – используемый предприятиями вариант расположения фурмы

Рисунок 1 – Схема расположения технологических отверстий (а) и донной продувочной фурмы (б) АКОС "печь-ковш" переменного тока

Места расположения фурмы выбраны, исходя из принятого заводом варианта (1) её размещения, а также варианта (2), предлагаемого фирмой "Даниэли" и сравнительного варианта (3), предложенного авторами как наиболее часто используемого на металлургических предприятиях. Указанные варианты расположения донной продувочной фурмы определены с учетом конструктивного расположения крышных технологических отверстий АКОС.

Исследования выполнены при варьировании следующими переменными технологическими параметрами: маркой стали (85Г и 17Г1С); видом покровного шлака (первичный электропечной или синтетический рафинирующий из ТШС на основе $\text{CaO}-\text{CaF}_2$ или $\text{CaO}-\text{Al}_2\text{O}_3$) и его количеством (0,3 т – первичного и 1,3 т – синтетического); скоростью нагрева расплава (2 и 5⁰С/мин) и интенсивностью его продувки аргоном (50, 100 и 600 л/мин). Исследования процессов гидродинамики расплава проводились по разным условиям при идентичности геометрических размеров продувочной донной фурмы.

Результаты работы. Влияние места расположения донной продувочной фурмы (варианты 1 и 3) на характер гидродинамической картины ковшевой ванны на АКОС переменного тока рассмотрено на примере стали указанных марок при нагреве металла со скоростью 5⁰С/мин и интенсивности продувки аргоном 100 л/мин. При этом для стали 85Г масса первичного покровного шлака составляла 0,3 т (толщина слоя 2 см), для стали 17Г1С масса синтетического рафинирующего шлака составляла 1,3 т (толщина слоя – 10 см).

На рис.2 приведены результаты исследования влияния изменяющейся интенсивности продувки расплава аргоном при расположении фурмы по варианту 3 на гидро-

намику металла в ковше со сталью 85Г при нагреве ванны со скоростью $2^{\circ}\text{C}/\text{мин}$ и слоем первичного шлака толщиной 10 см (масса – 1,3 т).

Исследования гидродинамической картины расплава в зонах ввода кусковых и прутковых добавок в зависимости от интенсивности продувки аргоном при разном расположении продувочной фурмы (вариант 1 и 2) проводили для вышеуказанных марок стали. При этом рассматривали условия со слоем первичного шлака в ковше 0,3 т и скоростью нагрева расплава $5^{\circ}\text{C}/\text{мин}$ для стали 85Г. Условия для стали 17Г1С: слой синтетического шлака – 10 см, скорость нагрева расплава – $2^{\circ}\text{C}/\text{мин}$.

Из результатов численных исследований следует, что независимо от марки стали, вида и толщины слоя покровного шлака, а также скорости нагрева расплава и интенсивности его продувки аргоном через пористую донную фурму (независимо от варианта её расположения) характерным является образование макровихревой структуры в зоне, радиально противоположной аргонной фурме, и, соответственно, зоне восходящего движения металла, вовлекаемого в спутное движение всплывающими пузырями аргона в зоне над донной пробкой. Масштаб зоны восходящего течения металлического расплава в значительной степени определяется интенсивностью продувки. Исследованиями установлено, что зоны оголения зеркала металла в процессе продувки расплава аргоном могут возникнуть в области непосредственно под дугой и в области над донной фурмой. Расчетным путем установлено, что оголение зеркала металла наступает при толщине слоя покровного шлака 2 см при интенсивности продувки 400 литров в минуту, а при толщине слоя шлака 10 см (независимо от его вида и состава) – при интенсивности продувки 650 литров в минуту.

Анализ численных исследований гидродинамики расплава по вертикали в ковше в процессе его продувки аргоном при включенном тепловом модуле и расположении фурмы по вариантам 1 и 2 (рис.2) и результатов аналогичных исследований для варианта 3 показывает, что в зоне ввода в ковш ТШС и других кусковых материалов поле скоростей расплава формируется таким образом, что попадающие в ковш добавки, независимо от варианта расположения фурмы, увлекаются в спутное движение не в зону теплового воздействия электрических дуг, а в противоположном направлении, что может в определенной степени снизить эффективность процесса формирования синтетического шлака и плавления (растворения) кусковых материалов. Однако попавшие в ковш куски твердых материалов, обладающие кинетической энергией за счет их движения по желобу, в результате падения попадают в противоток потокам металлического расплава, что в свою очередь должно несколько форсировать процесс их расплавления. Расчетные данные значений вертикальной компоненты скорости потоков по оси ввода прутковых добавок (рис.3) свидетельствуют о том, что более благоприятным для интенсификации расплавления (растворения) прутковых добавок по предварительным результатам является вариант 1, где отмечены наибольшие значения вертикальной компоненты скорости из трех сравниваемых вариантов.

Скорости потоков, как свидетельствуют результаты расчетов (табл.1), вовлекающих куски в спутное движение к стенке ковша, имеют более высокие абсолютные значения (на 3–22 % отн., в среднем на 12 % отн.) при расположении фурмы по варианту 2 в сравнении с вариантом 1. Это свидетельствует о том, что в этом случае (вариант 2) происходит более интенсивное омывание вводимых материалов, что должно способствовать ускорению формирования шлака и расплавления (растворения) кусковых добавок по сравнению с вариантами 1 и 3 расположения фурмы.

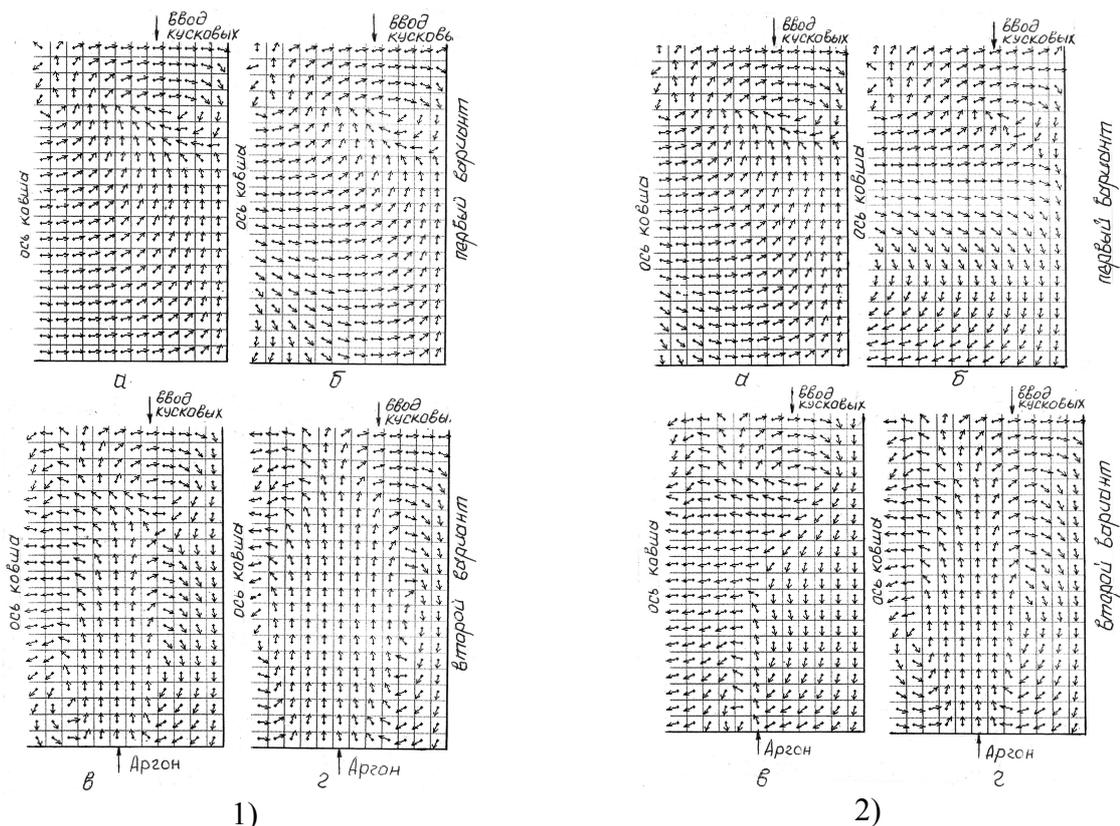


Рисунок 2 – Эпюры поля скоростей вертикального сечения (Г–Г) расплава в ковше со сталью 85Г (1) и 17Г1С (2) при продувке аргоном по вариантам расположения фурмы 1 (а, б) и 2 (в, г). Интенсивность продувки для а и в – 50 л/мин., для б и г – 600 л/мин.

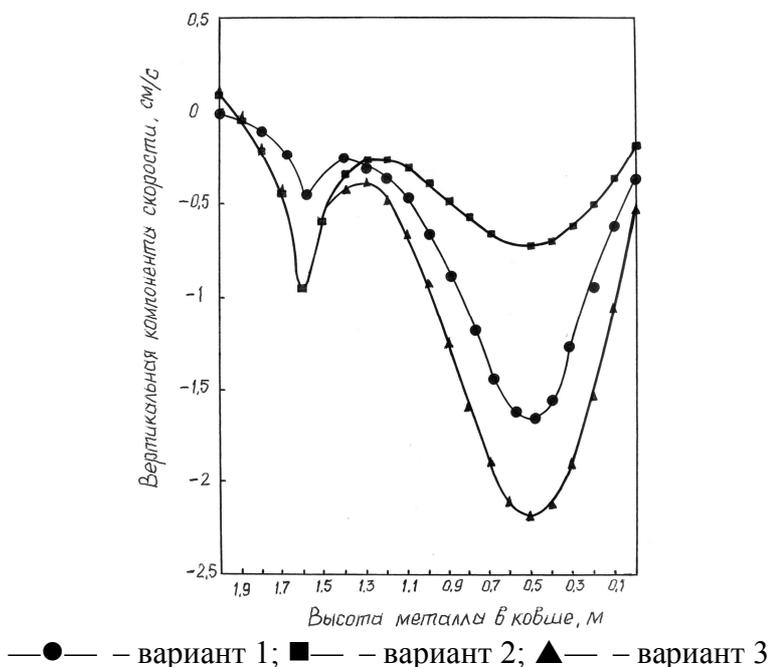


Рисунок 3 – Эпюра вертикальной компоненты скорости по оси отверстия для ввода прутковых материалов в ковш со сталью 17Г1С при расходе аргона 100 л/мин. и скорости нагрева 5°С/мин при разных вариантах расположения донной продувочной фурмы

Таблица 1 – Сравнительные значения вертикальной компоненты скорости (см/с) расплава для стали разных марок по оси точки ввода кусковых добавок в зависимости от вариантов (1–3) расположения продувочной аргоновой фурмы (интенсивность продувки аргоном – 100 л/мин, скорость нагрева расплава – 2⁰С/мин)

Марка стали	Толщина слоя шлака, см	Высота металла в ковше, м											
		0,02	0,1	0,3	0,5	0,7	0,9	1,1	1,3	1,5	1,7	1,9	2,1
		Расположение донной фурмы по варианту 1											
85Г	2	10	11	18	30	26	20	8	2	3	1,8	0,5	0,3
85Г	10	6	8	9	17	16	15	6	3	2,6	1,5	0,4	0,2
17Г1С	10	5	7	10	16	18	16	7	2,5	2,2	1,6	0,3	0,2
		Расположение донной фурмы по варианту 2											
85Г	2	11	15	22	31	35	22	10	4	2,5	1,5	0,6	0,2
85Г	10	7	9	10	18	18	16	9	4	3	2,0	0,5	0,3
17Г1С	10	6	8	11	16	19	15	8	3	2,5	2,2	0,4	0,3
		Расположение донной фурмы по варианту 3											
85Г	2	6	9	14	13	14	13	7	6	3	1,2	0,3	0,1
85Г	10	5	6	7	11	9	10	7	3	2,5	1,2	0,3	0,1
17Г1С	10	4	4,5	5	9	10	11	6	2	2	1,5	0,2	0,1

Выводы. Сопоставительным анализом указанных результатов определено, что максимальные значения средней суммарной относительной скорости потоков (1,5–1,8 см/с) обеспечиваются для вариантов 1 и 2 расположения фурмы при более низких расходах аргона (100–200 л/мин) по сравнению с вариантом 3, где для обеспечения указанных значений скорости необходимы повышенные расходы аргона (200–400 л/мин). Таким образом, результаты исследований гидродинамики турбулентной ковшевой ванны на АКЭС при верхнем концентрированном нагреве шлакометаллического расплава электродугой переменного тока с асимметричной его продувкой диспергированным аргоном свидетельствуют о том, что место расположения донной фурмы в значительной степени характеризует не только качественную картину направления потоков расплава в ковше, но и определяет величину скорости их движения.

Предварительно установлено, что для интенсификации процессов формирования рафинирующих шлаков из ТШС и сокращения продолжительности плавления (растворения) кусковых добавок, вводимых в ковш, рациональным является расположение продувочной фурмы по вариантам 1 или 2. В то же время показано, что для интенсификации плавления (растворения) прутковых добавок предпочтительнее выглядит расположение донной фурмы по варианту 1, для интенсификации плавления (растворения) кусковых – вариант 2.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дюдкин Д.А., Бать С.Ю., Гринберг С.Е. и др. Производство стали на агрегате ковш–печь. – Донецк: ООО ”Юго–Восток”, Лтд, 2003. – 300с.
2. Теоретические основы плавления проволочных материалов в процессах ковшевой металлургии / Г.А.Анисович, В.И.Тимошпольский, В.Ю.Болотов и др. – Минск: Высшая школа, 2002. – 103с.
3. Огурцов А.П., Самохвалов С.Е. Численные методы исследования гидродинамических и тепло-, массопереносных процессов сталеплавильного производства. – Киев: Наукова думка, 1993. – 220с.

Днепродзержинский государственный технический университет

РАЦИОНАЛЬНАЯ ТЕПЛОТЕХНОЛОГИЯ ВНЕПЕЧНОГО РАСКИСЛЕНИЯ СТАЛИ СЛИТКАМИ АЛЮМОСОДЕРЖАЩИХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ ЖЕЛЕЗА

На підставі результатів математичного моделювання визначено закономірності протікання тепло- та масообмінних процесів під час засвоєння зливків алюмовмістких сплавів на основі заліза в сталерозливному ковші в період випуску плавки. Розроблено та підтверджено в дослідно-промислових умовах раціональні режими обробки розплавів зливками алюмовмістких сплавів на основі заліза, які забезпечують зниження витрат алюмінію під час розкислення сталі, зменшення тривалості процесу позапічного розкислення та підвищення однорідності розподілу добавки в ковші.

На основании результатов математического моделирования определены закономерности протекания тепло- и массообменных процессов при усвоении слитков алюмосодержащих сплавов на основе железа в сталеразливочном ковше в период выпуска плавки. Разработаны и подтверждены в опытно-промышленных условиях рациональные режимы обработки расплавов слитками алюмосодержащих сплавов на основе железа, которые обеспечивают снижение затрат алюминия при раскислении стали, уменьшение продолжительности процесса внепечного раскисления и повышение однородности распределения добавки в ковше.

On the grounds of results of mathematical modelling are determined regularities of progress heat and mass exchange processes during assimilation aluminium alloy ingot on iron base in steel teeming ladle in fusing period. Rational progresses of working out the metal bath of aluminium alloys on iron base were developed and confirmed; all that ensure reduction of aluminium application during deoxidation of steel, decrease of process duration of out-furnace deoxidation and rise of uniformity of division of addition in ladle.

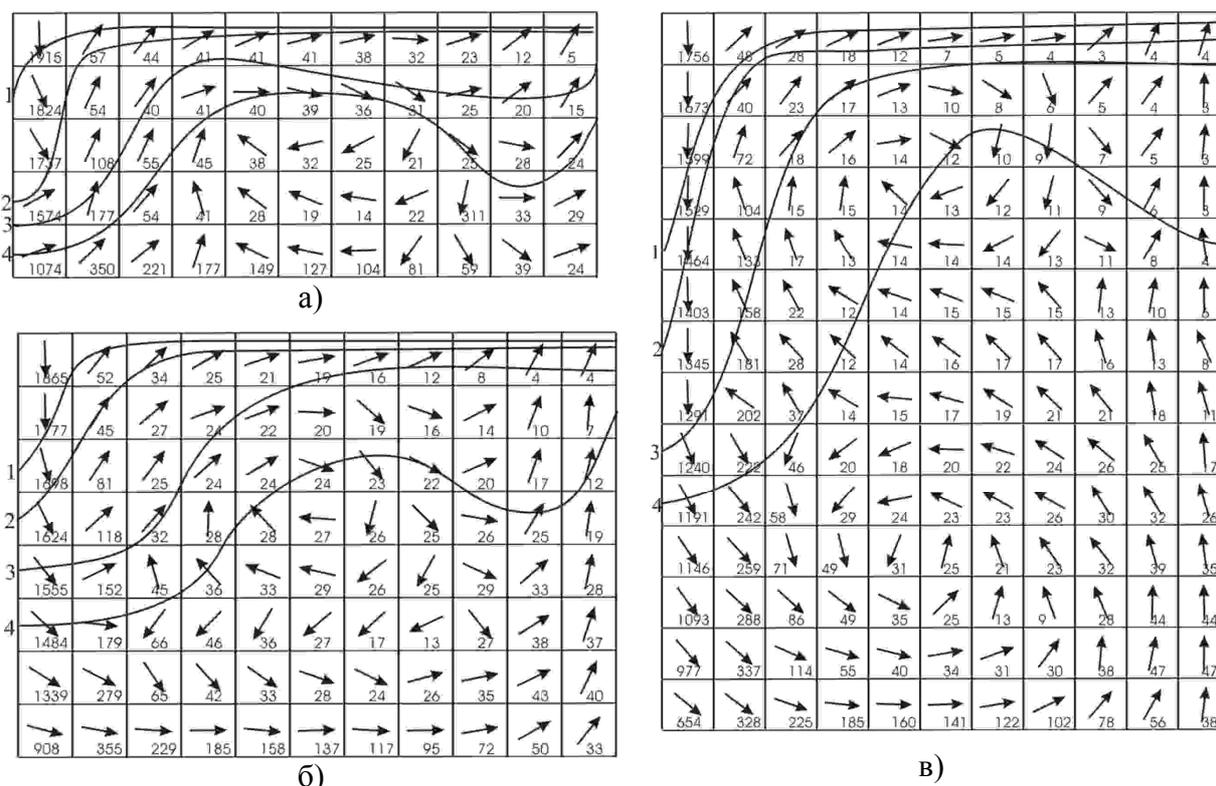
Введение. Ввод слитков ферроалюминия в жидкую сталь является одной из наиболее эффективных ресурсосберегающих технологий внепечного раскисления стали. Следует отметить, что применяемые в настоящее время способы ввода ферроалюминия в ковш при выпуске плавки из конвертера не всегда сопровождаются их прогнозируемым плавлением и равномерным распределением в объеме ковша, что может приводить к неэффективному использованию дорогостоящего материала и неоднородности химического состава. Поэтому задачи детального исследования тепломассообменных процессов усвоения ферроалюминия при внепечной обработке металла актуальны на сегодняшний день для металлургической практики.

Постановка задачи. Усвоение ферроалюминия при выпуске металла в ковш включает взаимозависимые тепло- и массообменные процессы при движении, плавлении слитка алюмосодержащего сплава и последующего конвективного массопереноса жидкой фазы раскислителя в объеме ковша. Степень и продолжительность усвоения ферроалюминия расплавом определяется кинетикой протекания теплофизических процессов при плавлении слитков ферроалюминия. Таким образом, для установления влияния технологических параметров обработки расплава слитками ферроалюминия (масса, размер и состав слитков, место ввода на зеркале металла, масса, температура и

состав расплава) необходимо детальное изучение закономерностей протекания теплофизических процессов при перемещении и плавлении слитков с учетом гидродинамики расплава в ковше.

Для адекватного исследования усвоения слитков ферроалюминия в стали разработана комплексная математическая модель, включающая в себя модели гидродинамики при выпуске плавки в ковш, взаимосвязанного перемещения и расплавления слитка в ковше под влиянием гидродинамики, усреднения расплавленной добавки.

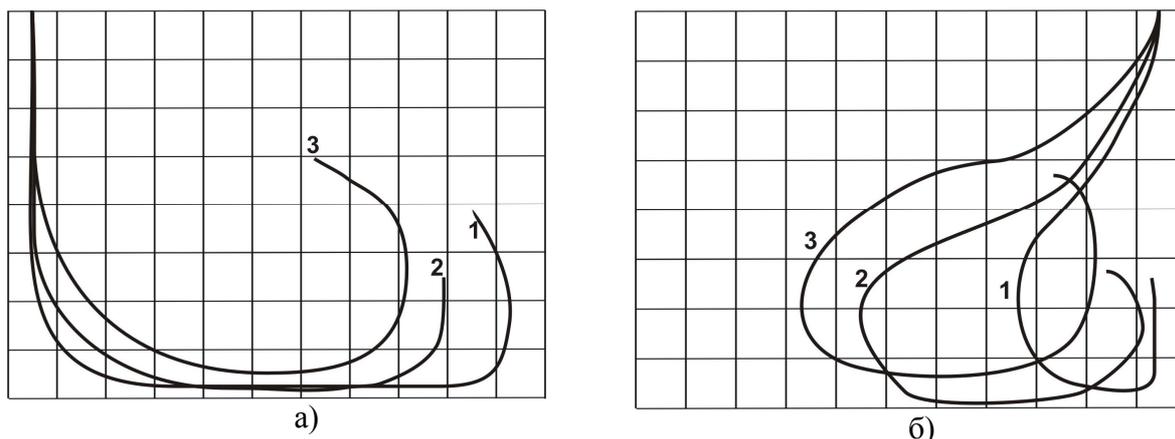
Результаты работы. Используя представленную в работах [1-2] математическую модель гидродинамики ковшевой ванны при выпуске плавки из конвертера в ковш с учетом инжекции воздуха струей, рассчитаны поля скоростей расплава в процессе выпуска металла в различных сечениях 250-тонного ковша при различных уровнях его заполнения, приведенные на рис. 1.



урони наполнения ковша: а – 1/5 объема, б – на 1/3 объема, в – на 1/2 объема;
кривые – изолинии концентрации газовой фазы: 1 – 0,4, 2 – 0,3, 3 – 0,2, 4 – 0,1

Рисунок 1 – Поля скоростей металла в осевом поперечном сечении ковша при выпуске в 250-т ковш

На основе разработанной математической модели пространственного перемещения слитков ферроалюминия в расплаве с учетом гидродинамики [2-3] проведены численные расчеты траектории движения различных слитков ферроалюминия при различных режимах их ввода в ковш. Траектории перемещения слитка до полного расплавления в 250тонном ковше с температурой стали 1600⁰С представлены на рис.2, 3.



а – ввод под струю металла, б – ввод около борта ковша;
1 – содержание алюминия в материале слитка 20%, 2 – содержание алюминия 30%,
3 – содержание алюминия в материале слитка 50%

Рисунок 2 – Слиток вводится на уровне 1/3 наполнения ковша

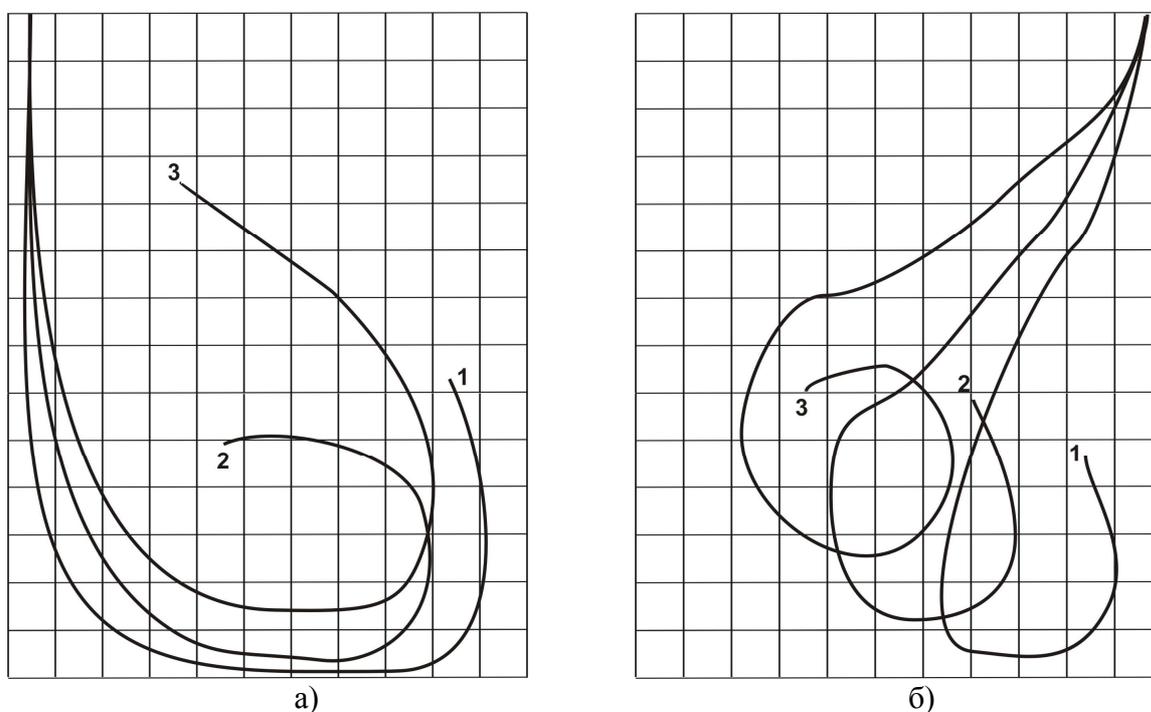
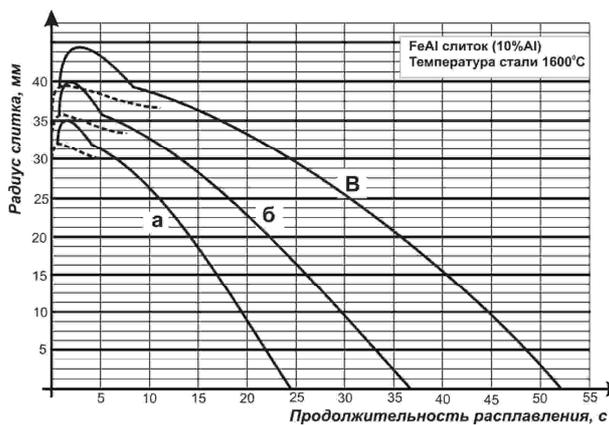


Рисунок 3 – Слиток вводится на уровне 1/2 наполнения ковша (обозначения, как на рис.2)

При математическом моделировании плавения ферроалюминия использовалась модель, представленная в работах [2-4].

На рис.4, 7 представлены графики зависимости толщины образовавшейся на поверхности слитка алюмосодержащего сплава оболочек шлака и расплава от времени при различных температурах стали и диаметрах слитка, вводимого в расплав 250-тонного сталеразливочного ковша, для характеристик среднеуглеродистой полуспокойной стали.



диаметры слитка: а–60мм, б–67мм, в–73мм;
сплошные линии – радиусы слитка и оболочки расплава, пунктир – оболочка шлака

Рисунок 4 – Продолжительность расплавления слитка 10% алюминосодержащего сплава в ковше с температурой стали 1600⁰С

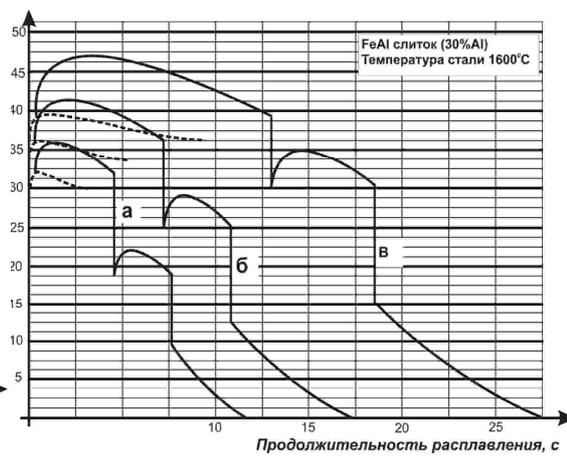
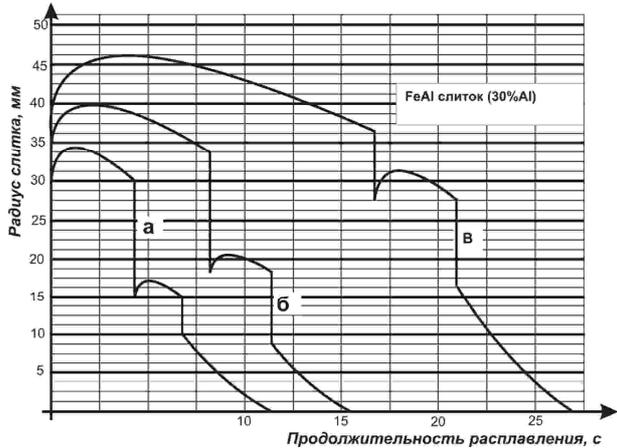


Рисунок 5 – Продолжительность расплавления слитка 30% алюминосодержащего сплава в ковше с температурой стали 1600⁰С (обозначения, как на рис.4)



температуры стали: а-1650⁰С, б-1600⁰С, в-1550⁰С
Рисунок 6 – Продолжительность расплавления слитка 30% алюминосодержащего сплава диаметром 67мм в ковше с различной температурой стали без учета шлаковой оболочки

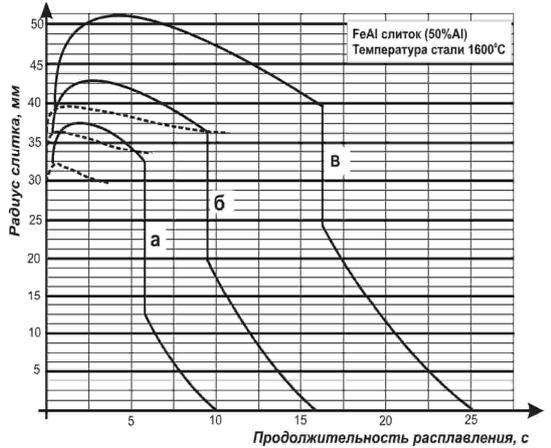


Рисунок 7 – Продолжительность расплавления слитка 50% алюминосодержащего сплава в ковше с температурой стали 1600⁰С (обозначения такие, как на рис.4)

С использованием комплексной модели проведено численное исследование процессов расплавления и усвоения слитков ферроалюминия при различных режимах их подачи в расплав стали. На основании анализа полученных результатов разработаны режимы ввода слитков ферроалюминия в ковши различной емкости при выпуске плавки.

Таблица 1 – Рекомендуемые режимы ввода слитков алюмосодержащих сплавов на основе железа в ковши различной емкости при выпуске плавки

Емкость ковша, т	Т-ра стали, °С	Марка FeAl	Масса слитков FeAl, кг	Уровень заполнения	Вариант ввода*
До 30	1550	ФА-30	6,6	1/3	I,II
		ФА-40	5,8	1/3	I
		ФА-50	5,2	1/4	I
	1600	ФА-20	7,4	1/3-1/2	I,II
		ФА-30	6,6	1/3	I,II
		ФА-40	5,8	1/3	I
1650	ФА-15	7,7	1/4-1/2	I,II	
	ФА-20	7,4	1/4-1/2	I,II	
	ФА-30	6,6	1/3-1/2	I	
30-100	1550	ФА-30	8,2	1/3	I
		ФА-40	7,3	1/3	I
	1600	ФА-20	9,2	1/3-1/2	I,II
		ФА-30	8,2	1/3-1/2	I
		ФА-40	7,3	1/3	I
	1650	ФА-15	9,7	1/4-1/2	I,II
ФА-20		9,2	1/4-1/2	I,II	
ФА-30		8,2	1/3-1/2	I	
100-200	1550	ФА-30	9,8	1/3	I
		ФА-40	8,7	1/3	I
	1600	ФА-20	11,0	1/3-1/2	I,II
		ФА-30	9,8	1/3	I
		ФА-40	8,7	1/3	I
	1650	ФА-15	11,5	1/3-1/2	I,II,III
ФА-20		11,0	1/3-1/2	I,II	
ФА-30		9,8	1/3	I	
200-300	1550	ФА-30	9,8	1/3	I
		ФА-40	8,7	1/3	I
	1600	ФА-20	11,0	1/3-1/2	I,II
		ФА-30	9,8	1/3-1/2	I,II
		ФА-40	8,7	1/3-1/2	I
	1650	ФА-15	11,5	1/4-1/2	I,II,III
ФА-20		11,0	1/4-1/2	I,II	
ФА-30		9,8	1/3-1/2	I	

* варианты ввода слитков: I – под струю металла, II – около борта ковша, III – на расстоянии половины радиуса от борта ковша.

Для подтверждения адекватности полученных в настоящей работе результатов они сравниваются с результатами, полученными в ходе проведения опытно-промышленных исследований на 37 плавках в условиях ВАТ «Днепропетровский металлургический комбинат им. Дзержинского», на 48 плавках в условиях Днепропетровского сталелитейного завода ОАО «Днепровагонмаш» и на ОАО «Криворожсталь» по ранее опубликованным результатам.

Полученные результаты по обработке стали в ковше слитками алюмосодержащих сплавов на основе железа показывают, что среднее остаточное содержание алюминия на плавках по традиционной технологии (с применением изделий из вторичного

алюминия АВ-87) и с вводом ферроалюминия в ковш практически идентично – 0,02132% и 0,02075% соответственно.

В то же время, сравнение средних количеств алюминия, введенного в металл, показывает, что аналогичный результат получен при в три раза меньшем количестве введенного чистого алюминия – средний расход на плавках составляет 1,5 кг/т стали при использовании вторичного алюминия против 0,55кг/т стали при использовании ферроалюминия. Полученные данные показывают, что реальный коэффициент замены вторичного алюминия АВ-87 на слитки ферроалюминия по результатам опытного опробования составил 1,87 кг/кг.

Данные опытно-промышленных исследований подчеркивают, что предложенные в работе режимы ввода алюмосодержащих слитков в расплав являются рациональными по показателю наилучшей степени усвоения вводимой добавки. Величина экономического эффекта от замены слитков вторичного алюминия марки АВ-87 на слитки ферроалюминия с различным содержанием алюминия находится в пределах 3,20-4,33 грн на тонну стали в зависимости от марки ферроалюминия и параметров обработки расплава стали.

Выводы. Полученные данные подтверждают, что отличие физических и теплофизических свойств сплава алюминия с железом от свойств чистого алюминия определяет более инертную кинетику протекания процесса плавления ферроалюминия по сравнению с чистым алюминием, в то же время обеспечивает более глубокое погружение под слой металла при расплавлении, а, следовательно, и более высокую степень усвоения. Определены рациональные режимы ввода слитков алюмосодержащих сплавов на основе железа в ковш при выпуске плавки, обеспечивающие максимальную глубину расплавления добавки и минимальную продолжительность усреднения добавки в объеме ковша, при этом достигается повышение степени усвоения алюминия на 20-25%.

ЛИТЕРАТУРА

1. Болотова Ю.А., Павлюченков И.А., Самохвалов С.Е. Математическая модель расплавления алюмосодержащего сплава при доводке стали в сталеразливочном ковше // Новые технологии. – 2005. – №1-2(7-8). – С.218-225.
2. Болотова Ю.А., Павлюченков И.А. Математическая модель процесса расплавления алюмосодержащего сплава при доводке стали в сталеразливочном ковше // Математичне моделювання. – 2005. – №1 (13). – С.49-53.
3. Болотова Ю.А. Исследование процесса усвоения алюмосодержащих слитков в сталеразливочном ковше на основе математической модели // Математичне моделювання. – 2005. – №2(14). – С.60-62.
4. Павлюченков И.А., Болотова Ю.А. Особенности математического моделирования плавления слитков алюмосодержащих сплавов на основе железа в сталеразливочном ковше // *Металлургическая теплотехника: Сборник научных трудов НМетАУ.* – 2006. – С.261-271.