

РОЗДІЛ «МЕТАЛУРГІЯ. ЗВАРЮВАННЯ»

УДК 669.162.267.6/.7

МАСТЕРОВЕНКО Е.Л., к.т.н, доцент
 ЧЕРНЯТЕВИЧ А.Г., д.т.н, професор
 СИГАРЕВ Е.Н., к.т.н, доцент
 БЕРЕЗИНА А.В., с.н.с.

Днепродзержинский государственный технический университет

ТЕПЛОВАЯ СТОРОНА КОВШЕВОГО ОБЕСКРЕМНИВАНИЯ И ДЕСУЛЬФУРАЦИИ ЧУГУНА

Введение. При разработке технологии ковшевого рафинирования чугуна с последующим эффективным внедрением ее в производственных условиях первоочередными являются задачи выбора места и масштабов обработки, вида реагентов и способа их ввода в расплав чугуна. В результате перспективность технологии для данного предприятия будет оцениваться по степени удаления примеси, расходу реагента и наличия его достаточной сырьевой базы, потерям температуры чугуна при обработке, затратам на технологию. Поэтому целесообразно первоначально проанализировать структуру теплового и материального балансов выбираемой технологии для оценки влияния режимных параметров на показатели ее работы.

В опубликованных ранее работах [1-3] приводятся сравнительные показатели теплового баланса технологий десульфурации чугуна в ковшах различной емкости. Авторами [4] предложены и в лабораторных условиях отработаны технологии предварительного рафинирования чугуна в заливочном ковше перед конвертерной плавкой с комплексным удалением кремния и серы до 0,25-0,38% и 0,005-0,010% соответственно. Технология предусматривает вдувание в предварительно раскисленный чушковым алюминием жидкий чугун через погружную многосопловую фурму порошкообразной извести в потоке кислорода, заключенного в кольцевую оболочку азота.

Характерной особенностью предложенной технологии является обеспечение химического подогрева чугуна в ковше. Поэтому есть основания предположить, что в промышленных условиях из-за меньших теплопотерь возможно повышение температуры расплава в заливочном ковше после рафинирования в отличие от результатов лабораторных плавок, где при обработке 100 кг чугуна и средней степени обескремнивания и десульфурации на уровне 70,9 и 86,2% соответственно отмечено снижение температуры расплава на 10°C [4]. Для обоснования предпосылок повышения температуры расплава было выполнено исследование тепловой стороны ковшевого обескремнивания и десульфурации чугуна для производственных условий.

Постановка задачи. Учитывая, что материальный и тепловой балансы ковшевой обработки чугуна взаимосвязаны, будем исследовать совместно их влияние друг на друга применительно к условиям работы ОАО «ДМКД».

Чугуновозный заливочный ковш при комплексной обработке чугуна работает в периодическом режиме, поэтому его материальный и тепловой баланс будем составлять для продолжительности обработки ($\tau=23...35$ мин) и емкости ковша 200 т.

При анализе эффективности функционирования технологической схемы процесса ковшевой обработки чугуна была использована модель «черного ящика» с сосредоточенными входами и выходами потоков вещества и энергии (рис.1).

Математическая задача процесса комплексной обработки чугуна сводится к решению системы уравнений баланса массы и тепла:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{j=1}^L m_j = 0; \quad \sum_{j=1}^L n_{i,j} = 0; \quad m_j = \sum_{i=1}^k A_i n_{i,j}; \quad \sum_{j=1}^L m_j h_j = -Q_{\text{пот}} \end{array} \right. \quad (1)$$

где m_j – материальный поток через j -й вход (или выход), кг, $j=1,2,\dots,L$, причем для каждого входа в систему $m_j > 0$, $m_j < 0$ для каждого выхода; L – общее число входов и выходов материальных потоков системы; $n_{i,j}$ – поток i -го элемента через j -й вход (выход) системы, моль, $i=1,2,\dots,k$; k – общее число химических элементов, составляющих систему, с сохранением правила знаков, принятого для потоков массы m_j ; A_i – масса i -го элемента, кг/моль; h_j – удельная энтальпия материального потока через j -й вход (выход) системы, МДж/кг; $Q_{\text{пот}}$ – тепловые потери при обработке, МДж.

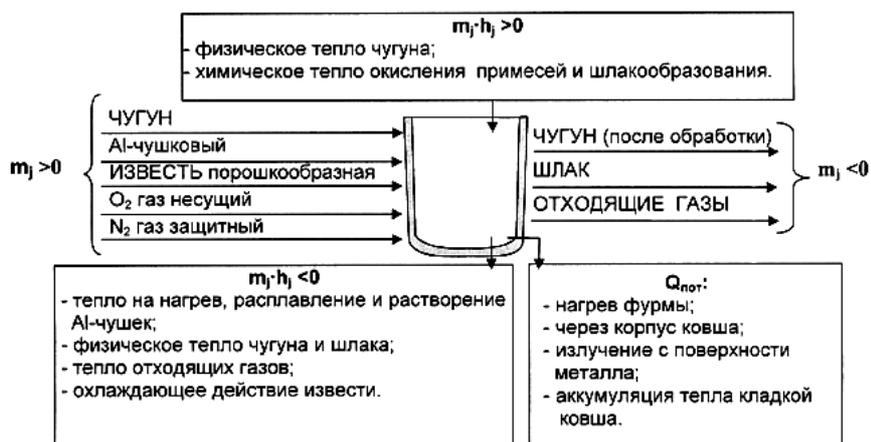


Рисунок 1 – Баланс массы и тепла предложенной комплексной обработки чугуна в ковше

Таким образом, в развернутом виде первое уравнение системы (баланс материальных потоков системы) запишется следующим образом:

$$(m_{\text{чуг}} + m_{\text{Al-ч}} + m_{\text{и}} + m_{\text{O}_2} + m_{\text{N}_2}) - (m'_{\text{чуг}} + m_{\text{шл}} + m_{\text{отх.г}}) = 0, \quad (2)$$

где $m_{\text{чуг}}$, $m_{\text{Al-ч}}$, $m_{\text{и}}$, m_{O_2} , m_{N_2} – масса подаваемых исходных материалов чугуна, алюминиевых чушек, извести, кислорода и азота соответственно, кг; $m'_{\text{чуг}}$, $m_{\text{шл}}$, $m_{\text{отх.г}}$ – масса готовых продуктов процесса обработки чугуна, шлака и отходящих газов соответственно, кг.

Результаты работы. Для промышленных условий были приняты следующие расходные составляющие при обработке чугуна массой $m_{\text{чуг}}=200$ т: чушковый алюминий – 1,18 кг/т; известь – 0,53 кг/(т·мин), кислород – 0,25 нм³/(т·мин), азот – 0,032 нм³/(т·мин). При этом состав сырья принимался следующий: чугун до обработки содержит 4,22% С, 0,11% Мп, 0,86% Si, 0,058% S, 0,052% P; чушки алюминиевые – 99% Al, 1% Fe; известь – 87,34% CaO, 10,69% MgO, 1,66% SiO₂, 0,003% S, %0,307 ппп.

На основании состава материальных потоков плавки и протекающих в системе химических превращений элементов (Fe, Mn, Al, Si, S, P, Ca, Mg, C, N, O) в модели были применены следующие итоговые уравнения реакций, которые фактически отражают материальный баланс:



Поэтому для соблюдения закона сохранения масс каждого отдельного химического элемента материальных потоков системы можно записать следующую систему линейных уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{ll} n_{\text{Fe,чуг}} + n_{\text{Fe,Al-ч}} - n_{\text{Fe,чуг}'} - n_{\text{Fe,шл}} = 0; & n_{\text{P,чуг}} - n_{\text{P,чуг}'} = 0; \\ n_{\text{Mn,чуг}} - n_{\text{Mn,чуг}'} - n_{\text{Mn,шл}} = 0; & n_{\text{Ca,и}} - n_{\text{Ca,шл}} = 0; \\ n_{\text{Si,чуг}} + n_{\text{Si,и}} - n_{\text{Si,чуг}'} - n_{\text{Si,шл}} = 0; & n_{\text{Mg,и}} - n_{\text{Mg,шл}} = 0; \\ n_{\text{S,чуг}} + n_{\text{S,и}} - n_{\text{S,чуг}'} - n_{\text{S,шл}} = 0; & n_{\text{N,N}_2} - n_{\text{N,отх.г}} = 0; \\ n_{\text{C,чуг}} + n_{\text{C,и}} - n_{\text{C,чуг}'} - n_{\text{C,отх.г}} = 0; & n_{\text{Al,Al-ч}} - n_{\text{Al,шл}} = 0, \\ n_{\text{O,и}} + n_{\text{O,O}_2} - n_{\text{O,шл}} - n_{\text{O,отх.г}} = 0; & \end{array} \right. \quad (9)$$

где $n_{\text{Fe,чуг}}$, $n_{\text{Mn,чуг}}$, $n_{\text{Si,чуг}}$, $n_{\text{S,чуг}}$, $n_{\text{P,чуг}}$, $n_{\text{C,чуг}}$ – поступление в систему соответственно Fe, Mn, Si, S, P и C из чугуна; $n_{\text{Fe,Al-ч}}$, $n_{\text{Al,Al-ч}}$ – поступление в систему соответственно Fe и Al из алюминиевых чушек; $n_{\text{Ca,и}}$, $n_{\text{Mg,и}}$, $n_{\text{Si,и}}$, $n_{\text{S,и}}$, $n_{\text{C,и}}$, $n_{\text{O,и}}$ – поступление в систему соответственно Ca, Mg, Si, S, C и O из извести; $n_{\text{O,O}_2}$ – поступление в систему кислорода из несущего газа O_2 ; $n_{\text{N,N}_2}$ – поступление в систему азота из защитного газа N_2 ; $n_{\text{Fe,чуг}'}$, $n_{\text{Mn,чуг}'}$, $n_{\text{Si,чуг}'}$, $n_{\text{S,чуг}'}$, $n_{\text{P,чуг}'}$, $n_{\text{C,чуг}'}$ – отвод из системы соответственно Fe, Mn, Si, S, P и C в чугун обработанный; $n_{\text{Fe,шл}}$, $n_{\text{Mn,шл}}$, $n_{\text{Si,шл}}$, $n_{\text{Al,шл}}$, $n_{\text{Ca,шл}}$, $n_{\text{Mg,шл}}$, $n_{\text{S,шл}}$, $n_{\text{O,шл}}$ – отвод из системы соответственно Fe, Mn, Si, Al, Ca, Mg, S, и O в шлак; $n_{\text{C,отх.г}}$, $n_{\text{N,отх.г}}$, $n_{\text{O,отх.г}}$ – отвод из системы соответственно C, N и O в отходящие газы.

Для каждой реакции на основании опытных плавов приняты следующие коэффициенты перехода элементов из чугуна в шлак (χ_i), %:

$$\chi_{\text{Al}} = 100; \quad \chi_{\text{Si}} = 71; \quad \chi_{\text{S}} = 86,2; \quad \chi_{\text{Mn}} = 0,5; \quad \chi_{\text{Fe}} = 0,04; \quad \chi_{\text{C}} = 0,01. \quad (10)$$

Рассматриваемая ковшевая обработка чугуна по принципу теплогенерации относится к агрегатам, в которых источником получения тепловой энергии является процесс окисления элементов, содержащихся в обрабатываемом расплаве (Si, Mn, Fe), а также в материалах, которые присаживаются (алюминиевые чушки) и вдуваются (известь). В таких агрегатах процесс теплогенерации происходит непосредственно в объеме металла и поэтому должен органически сочетаться с принятой технологией, а также обеспечивать равномерное распределение и максимальное усвоение выделяющегося тепла по всей массе обрабатываемого чугуна. В анализируемой технологии это условие обеспечивается за счет рассредоточения дутья при вводе реагентов.

При расчете теплового баланса неизвестной величиной является конечная температура чугуна после обработки, для определения которой и составляется баланс. Применим в этом случае метод последовательных приближений и зададим первоначально неизвестную температуру ($t'_{\text{чуг}}$) для анализа.

Тепловой баланс ковшевой обработки чугуна в развернутом виде можно представить так:

$$Q_{\text{ф.чуг}} + Q_{\text{окисл}} + Q_{\text{шл-о}} - Q_{\text{Al-ч}} - Q'_{\text{ф.чуг}} - Q_{\text{ф.шл}} - Q_{\text{отх.г}} - Q_{\text{и}} - Q_{\text{пот}} = 0, \quad (11)$$

где $Q_{\text{ф.чуг}}$, $Q'_{\text{ф.чуг}}$, $Q_{\text{ф.шл}}$ – физическое тепло чугуна до и после обработки шлага соответственно, МДж; $Q_{\text{окисл}}$, $Q_{\text{шл-о}}$ – химическое тепло реакций окисления и шлакообразования соответственно, МДж; $Q_{\text{Al-ч}}$, $Q_{\text{и}}$ – тепло на нагрев, расплавление и растворение алюминиевых чушек в чугуне и извести в шлаке соответственно, МДж; $Q_{\text{отх.г}}$ – тепло, уносимое отходящими газами, МДж; $Q_{\text{пот}}$ – потери тепла в процессе обработки, МДж. Расход тепла j -го материального потока системы ковшевой обработки чугуна определяли по следующей зависимости:

$$Q_j = m_j \cdot h_j, \quad (12)$$

где m_j , h_j – масса, кг и удельная энтальпия, МДж/кг j -го материального потока соответственно.

Тогда, удельная энтальпия материальных потоков на основании системы записывается:

$$h_j = \begin{cases} c_{\text{чуг}}^{\text{ТВ}} \cdot t_{\text{чуг}}^{\text{пл}} + q_{\text{пл-чуг}} + c_{\text{чуг}}^{\text{Ж}} \cdot (t_{\text{чуг}} - t_{\text{чуг}}^{\text{пл}}), & \text{для } m_j = m_{\text{чуг}}, \quad Q_j = Q_{\text{ф.чуг}}; \\ c_{\text{чуг}}^{\text{ТВ}} \cdot t_{\text{чуг}}^{\text{пл}} + q_{\text{пл-чуг}} + c_{\text{чуг}}^{\text{Ж}} \cdot (t'_{\text{чуг}} - t_{\text{чуг}}^{\text{пл}}), & \text{для } m_j = m'_{\text{чуг}}, \quad Q_j = Q'_{\text{ф.чуг}}; \\ c_{\text{шл}} \cdot t_{\text{шл}} + q_{\text{шл}}, & \text{для } m_j = m_{\text{шл}}, \quad Q_j = Q_{\text{ф.шл}}; \\ t_{\text{отх.г}} \cdot c_{\text{отх.г}}, & \text{для } m_j = m_{\text{отх.г}}, \quad Q_j = Q_{\text{отх.г}}; \\ c_{\text{Al}}^{\text{ТВ}} \cdot t_{\text{Al}}^{\text{пл}} + q_{\text{пл-Al}} + c_{\text{Al}}^{\text{Ж}} \cdot (t_{\text{чуг}} - t_{\text{Al}}^{\text{пл}}), & \text{для } m_j = m_{\text{Al-ч}}, \quad Q_j = Q_{\text{Al.ч}}; \\ c_{\text{и}}^{\text{P}} \cdot (t_{\text{чуг}} - t_{\text{и}}^{\text{P}}) + q_{\text{CaCO}_3} \cdot \frac{\% \text{ппп}}{100} + c_{\text{и}} \cdot t_{\text{и}}^{\text{P}}, & \text{для } m_j = m_{\text{и}}, \quad Q_j = Q_{\text{и}}, \end{cases} \quad (13)$$

где $c_{\text{чуг}}^{\text{ТВ}}$, $c_{\text{чуг}}^{\text{Ж}}$, $c_{\text{шл}}$, $c_{\text{отх.г}}$, $c_{\text{Al}}^{\text{ТВ}}$, $c_{\text{Al}}^{\text{Ж}}$, $c_{\text{и}}^{\text{P}}$, $c_{\text{и}}$ – теплоемкости твердого и жидкого чугуна, шлака, отходящих газов, твердого и жидкого алюминия, извести при температуре выше 910°C (температура разложения известняка) и в интервале температур 0-910°C соответственно, МДж/(кг·°C); $t_{\text{чуг}}$, $t'_{\text{чуг}}$, $t_{\text{шл}}$, $t_{\text{отх.г}}$, $t_{\text{чуг}}^{\text{пл}}$, $t_{\text{Al}}^{\text{пл}}$, $t_{\text{и}}^{\text{P}}$ – температуры чугуна до обработки, чугуна после обработки, шлака, отходящих газов, плавления чугуна и алюминия, разложения CaCO_3 соответственно, °C; $q_{\text{пл-чуг}}$, $q_{\text{пл-Al}}$, $q_{\text{шл}}$, q_{CaCO_3} – скрытая теплота плавления чугуна, алюминия, шлака и разложения CaCO_3 соответственно, МДж/кг; %ппп – потери при прокаливании извести, %. В расчете принимали $t_{\text{шл}} = t'_{\text{чуг}}$, $t_{\text{отх.г}} = 0,5(t_{\text{чуг}} + t'_{\text{чуг}})$.

Теплоту химических реакций ($Q_{\text{окисл}} + Q_{\text{шл-о}}$), протекающих в ковше при комплексной обработке чугуна, определяли с использованием выражения Кирхгофа:

$$(Q_{\text{окисл}} + Q_{\text{шл-о}}) = \sum (q_{0i} \cdot m_i \cdot \chi_i), \quad (14)$$

где q_{0i} – тепловой эффект реакции окисления или шлакообразования i -го элемента при стандартных условиях, МДж/кг; m_i – масса i -го элемента, вступающего в реакцию (3-8), кг.

Согласно справочным данным были приняты следующие значения тепловых эффектов (q_{0i}) реакций (3-8) кДж/кг: (3) – 31045; (4) – 26922; (5) – 7034; (6) 4820; (7) – 11096, а для реакции шлакообразования: $\text{SiO}_2 + 2\text{CaO} = (\text{CaO})_2 \cdot \text{SiO}_2$, тепловой эффект реакции был принят 2300 кДж/кг.

Очень спорным является вопрос тепловых потерь по следующим статьям (j): через кладку ковша ($Q_{\text{к}}$); излучением с поверхности металла ($Q_{\text{изл}}$); на нагрев фурмы ($Q_{\text{ф}}$). Известно, что тепловые агрегаты периодического действия отличаются дополнительной статьей в расходной части теплового баланса – аккумуляцией тепла кладкой ($Q_{\text{а}}$), для расчета которой необходимы сведения о температурных полях футеровки ковша. Тепловые потери ковша в комплексе определяются выражением:

$$Q_{\text{пот}} = \sum Q_j = Q_{\text{к}} + Q_{\text{изл}} + Q_{\text{ф}} + Q_{\text{а}}. \quad (15)$$

Статья потерь теплового баланса ковшевой обработки вносит определенные погрешности и затрудняет процесс их идентификации с лабораторными экспериментами при проверке модели на адекватность. Это связано с тем, что с уменьшением емкости ковша потери возрастают. Согласно источника [1] снижение температуры чугуна за счет рассматриваемых тепловых потерь можно оптимизировать за счет улучшения состояния футеровки чугуновозных заливочных ковшей (степени ее износа) и снижения времени простоя ковша, что повысит температуру футеровки ковша перед заливкой в него чугуна.

Потери тепла будем анализировать согласно известной зависимости:

$$Q_j = k \cdot \Delta T \cdot S \cdot \tau, \quad (16)$$

где k – коэффициент теплопередачи, Вт/(м·°C); ΔT – расчетный среднеарифметический температурный напор, °C; S – площадь поверхности, участвующей в теплообмене, м²; τ – продолжительность цикла обработки чугуна, с.

Коэффициент теплопередачи для двухслойной стенки ковша, где первый слой – огнеупорный шамот, второй – стальной кожух, определяли так:

$$k = (1/\alpha_{\text{вн}} + \delta_{\text{огн}}/\lambda_{\text{огн}} + \delta_{\text{кож}}/\lambda_{\text{кож}} + 1/\alpha_{\text{нар}})^{-1}, \quad (17)$$

где $\alpha_{\text{вн}}$, $\alpha_{\text{нар}}$ – суммарные коэффициенты теплоотдачи от внутренней и наружной поверхностей футеровки соответственно, Вт/(м²·°C); $\delta_{\text{огн}}$, $\delta_{\text{кож}}$ – толщина огнеупорного и стального слоя стенок ковша соответственно, м; $\lambda_{\text{огн}}$, $\lambda_{\text{кож}}$ – коэффициент теплопроводности огнеупорного и стального слоя, Вт/(м·°C). Принимаем следующие значения: $\delta_{\text{огн}}=0,235 \dots 0,500$ м; $\delta_{\text{кож}}=0,025 \dots 0,036$ м; $\lambda_{\text{огн}}=0,84+0,58 \cdot 10^{-3} \cdot t$; $\lambda_{\text{кож}}=50$ Вт/(м·°C).

Анализ способов переноса тепла в ковше в разные периоды его работы исследовали при помощи суммарных коэффициентов теплоотдачи на граничных поверхностях фурмы по методике [5]. Учитывая, что на внутренней поверхности ковша в период обработки чугуна конвекция – вынужденная за счет теплоотдачи от потока металла ($w=1$ м/с, режим турбулентный), а в периоды простоя – естественная, были выбраны следующие расчетные уравнения для каждой граничной области [6]:

$$\text{внутренняя, уровень металла, днище} \quad Nu=0,247 \cdot Re^{0,65}, \quad (18)$$

$$\text{внутренняя, уровень шлака и газов} \quad Nu=0,67 \cdot Re^{1/2} \cdot Pr^{1/3}, \quad (19)$$

$$\text{период простоя} \quad Nu = 0,135 \cdot Gr^{0,33}. \quad (20)$$

Здесь: Nu – число Нуссельта; $Pe=Re \cdot Pr$ – число Пекле; $Re=w \cdot L/\nu$ – число Рейнольдса; $Pr=\nu \cdot c \cdot \rho/\lambda$ – число Прандтля; ν – коэффициент кинематической вязкости омывающей среды, м²/с; c – теплоемкость, Дж/(кг·K); ρ – плотность вещества, кг/м³; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·K); $Gr=g \cdot \beta \cdot (t-t_b) \cdot L/\nu^2$ – число Грасгофа для воздуха; $\beta=1/(t_b+273)$ – температурный коэффициент объемного расширения воздуха, K⁻¹; t – температура поверхности, °C; $t_b=20$ °C – температура воздуха; L – характерный размер, м. В уравнениях (18) и (19) теплофизические параметры для внутренней поверхности на уровне чугуна и шлака, а также для днища отнесены к средней температуре чугуна в ковше ($t_{\text{чуг(ср)}}$), для уровня отходящих газов – средней температуре отходящих газов ($t_{\text{отх.г}}$). Определяющей температурой для расчета теплофизических параметров по формуле (20) принята t_b . В качестве характерного размера задавали: для днища ковша – его радиус ($R_{\text{дн}}=1,6$ м); для боковых поверхностей – длина участка стены, омываемой металлом ($L_{\text{ме}}=3,1$ м), шлаком ($L_{\text{шл}}=0,270$ м) и газовой фазой ($L_{\text{отх.г}}=1,186$ м). В расчетах приняты следующие значения [5]: для жидкого чугуна $c=840$ Дж/(кг·°C), $\rho=7000$ кг/м³; $\lambda=116$ Вт/(м·°C); для шлака $c=1,479$ Дж/(кг·°C), $\rho=2800$ кг/м³; $\lambda=11,6$ Вт/(м·°C).

В период простоя ковша, естественно, для футеровки преобладать будет радиационный теплообмен (в период простоя излучающая поверхность – внутренняя ковша, в периода обработки чугуна – поверхность газо-шлако-металлической эмульсии). Для нахождения тепловых потерь излучением с поверхности металла в формуле (16) коэффициент теплопередачи (k) следует заменить на коэффициент радиационного теплообмена.

В табл.1 представлены результаты расчета материального и теплового балансов ковшевой обработки чугуна. Установлено, что температура чугуна после обработки будет снижаться при тепловых потерях, превышающих 25% от приходной части баланса. Однако, с учетом потерь температуры жидкого чугуна при его транспортировке от доменной печи к сталеплавильному агрегату эта цифра не должна превышать 10%. В данном расчете тепловые потери составили 3,65%.

Следует отметить, что в отличие от технологий десульфурации чугуна известью, где после обработки температура чугуна снижается на 23°С, предложенная комплекс-

ная обработка чугуна в заливочном ковше обеспечивает повышение температуры чугуна на 160°C за счет химического подогрева чугуна при окислении примесей алюминия (+33°C) и кремния (+150°C), а также реакций шлакообразования (+28°C). Поэтому перспективность предложенной технологии обработки чугуна является неоспоримой в вопросах улучшения технико-экономических показателей работы кислородно-конвертерных цехов.

Таблица 1 – Баланс материальных и тепловых потоков системы – ковшевая обработка чугуна

Статья прихода		Статья расхода	
Материальные потоки, кг / %			
Чугун	100,0 / 97,7	Чугун после обработки	99,30 / 97,0
Алюминиевые чушки	0,118 / 0,12	Шлак	2,903 / 2,84
Известь	1,280 / 1,25	Отходящие газы	0,136 / 0,16
Кислород	0,857 / 0,84		
Азот	0,096 / 0,09		
Итого	102,351 / 100	Итого	102,351 / 100
Тепловые потоки, МДж / %			
Физическое тепло чугуна до обработки	124,2 / 84,2	Теплосодержание: чугуна после обработки	136,1 / 92,2
Химическое тепло реакций окисления	20,28 / 13,7	шлака	4,800 / 3,25
Химическое тепло реакций шлакообразования	3,058 / 2,07	отходящих газов	0,119 / 0,08
		Расплавление чушек	0,200 / 0,14
		Растворение извести	1,010 / 0,68
		Потери:	
		кладкой ковша	1,140 / 0,78
		с поверхности металла	2,050 / 1,40
		фурмой	0,511 / 0,35
		Аккумуляция кладкой	1,640 / 1,12
Итого	147,5 / 100	Итого	147,5 / 100

Выводы. Разработанная математическая модель технологии рафинирования чугуна в заливочном ковше с одновременным удалением кремния и серы позволила вскрыть резервы предлагаемой технологии и наметить пути их реализации в конкретной технологической ситуации. Анализ материальных и тепловых затрат рассматриваемой технологии доказал ее перспективность с позиции поддержания уровня температуры чугуна.

ЛИТЕРАТУРА

1. О путях снижения потерь температуры жидкого чугуна при его транспортировке от доменной печи к сталеплавильному агрегату при работе установок внедоменной десульфурации чугуна / Н.Н.Попов, И.И.Шестопапов, И.М.Гриненко [и др.] // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 1978. – №2. – С.10-11.
2. Влияние типа и расхода реагента на теплопотери чугуна при внепечной десульфурации / А.Ф.Шевченко, И.Н.Зигало, Б.В.Двоскин [и др.] // Известия ВУЗов. Черная металлургия. – 1996. – №3. – С.4-7.
3. Изменение температуры жидкого чугуна при десульфурации в ковше различными реагентами / А.Ф.Шевченко, Б.В.Двоскин, Е.А.Костицин [и др.] // Сталь. – 1995. – №8. – С.18-20.
4. Совершенствование ковшевой обработки чугуна с одновременным удалением кремния и серы / Сигарёв Е.Н., Чернятевич А.Г., Березина А.В., Селищев В.Н. // Новости науки Приднепровья. – 2008. – №3-4. – С.90-92.

5. Численные исследования теплопередачи в двухпоточной погружной фурме для десульфурации чугуна магнием / Мастеровенко Е.Л., Сигарев Е.Н., Чернятевич А.Г., Чубин К.И. // Математичне моделювання. – 2008. – №1(18). – С.75-79.
6. Кулиниченко В.Р. Справочник по теплообменным расчетам / Кулиниченко В.Р. – К.: Техніка, 1990. – 165с.

УДК 669.162.267.6:669.721

ВЕРГУН А.С., д.т.н., ст.науч.сотр.
КИСЛЯКОВ В.Г., мл.науч.сотр.
РУДЕНКО А.Л., к.т.н., науч.сотр.

Институт черной металлургии имени З.И.Некрасова НАН Украины

ФОРМИРОВАНИЕ КОВШЕВОГО ШЛАКА ПРИ ВНЕДОМЕННОЙ ДЕСУЛЬФУРАЦИИ ЧУГУНА ИНЖЕКТИРОВАНИЕМ ГРАНУЛИРОВАННОГО МАГНИЯ БЕЗ ДОБАВОК

Введение. Внедоменная десульфурация чугуна в ковшах, благодаря благоприятным металлургическим условиям и эффективным обессеривающим реагентам, нашла широкое применение на большинстве металлургических предприятий развитых и развивающихся стран и считается стандартным звеном в технологической цепи производства качественной стали.

Известно, что эффективность применения обессеренного чугуна при конвертерном производстве стали в значительной мере определяется степенью очистки обработанного чугуна от высокосернистого ковшевого шлака и потерями металла со скаченным шлаком.

Постановка задачи. Установлено [1,2], что при реализации технологий десульфурации чугуна смесями магния с известью, либо магния с карбидом кальция, формируются высокоосновные «сухие» рассыпчатые шлаки с более высокой температурой плавления за счет образующегося в них дисиликата кальция. Содержание металлического железа в таких шлаках может достигать 60 %, а поэтому потери металла при скачивании шлака составляют более двух процентов от общей массы обессериваемого чугуна [2].

Шлаки, формирующиеся в ковше при внедоменной десульфурации чугуна чисто гранулированным магнием, существенно отличаются от шлаков, формирующихся при десульфурации чугуна магниесодержащими смесями, они остаются низкоосновными и жидкими [3]. Физико-химические свойства этих шлаков и содержание в них металлической фазы на сегодняшний день изучены недостаточно, что сдерживает совершенствование технологических режимов ковшевой десульфурации чугуна вдуванием через погружную фурму гранулированного магния вглубь расплава, накрываемого при выпуске из печи слоем доменного шлака.

Результаты работы. Экспериментальные исследования ковшевых шлаков, формирующихся при ковшевой десульфурации чугуна вдуванием через погружную фурму гранулированного магния без добавок, были проведены на Юаньлийском металлургическом комбинате (КНР). При проведении промышленных обработок из ковша отбирались пробы чугуна и шлака до и после обработки чугуна магнием, пробы шлака дробились, из них извлекалась металлическая фаза, определялся химический состав шлаковой фазы, по химическому составу шлака с использованием методики [4] моделировалась структура и рассчитывались вязкость, поверхностное натяжение, температура начала и конца кристаллизации шлака (табл.1).

Таблиця 1 – Усредненный химический состав и физические характеристики ковшевого шлака

Проба шлака <u>исх.</u> кон.	Содержание в шлаке, масс. %							CaO/SiO ₂	Температура плавления шлака, °С		Темп. конца обработки, °С	Вязкость при 1400°С, Па сек	Поверхн. натяж. при 1500 °С, мН/м	Содерж. корольков в шлаке, %
	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	FeO	MnO	S		Т _{н.к.}	Т _{к.к.}				
	исх.	15,87	28,65	18,9	8,04	6,67	7,38		0,14	0,55				
кон.	14,05	28,52	19,48	12,78	4,87	7,56	1,00	0,49	1342	1269	1276	0,625	288	17,55

Ковшевой шлак до и после десульфурации чугуна магнием без добавок по макроструктуре не различается. Он представляет собой стеклообразную массу с зеленовато-коричневым отливом, в которой имеются включения металлической фазы (корольки) различного размера (рис. 1).

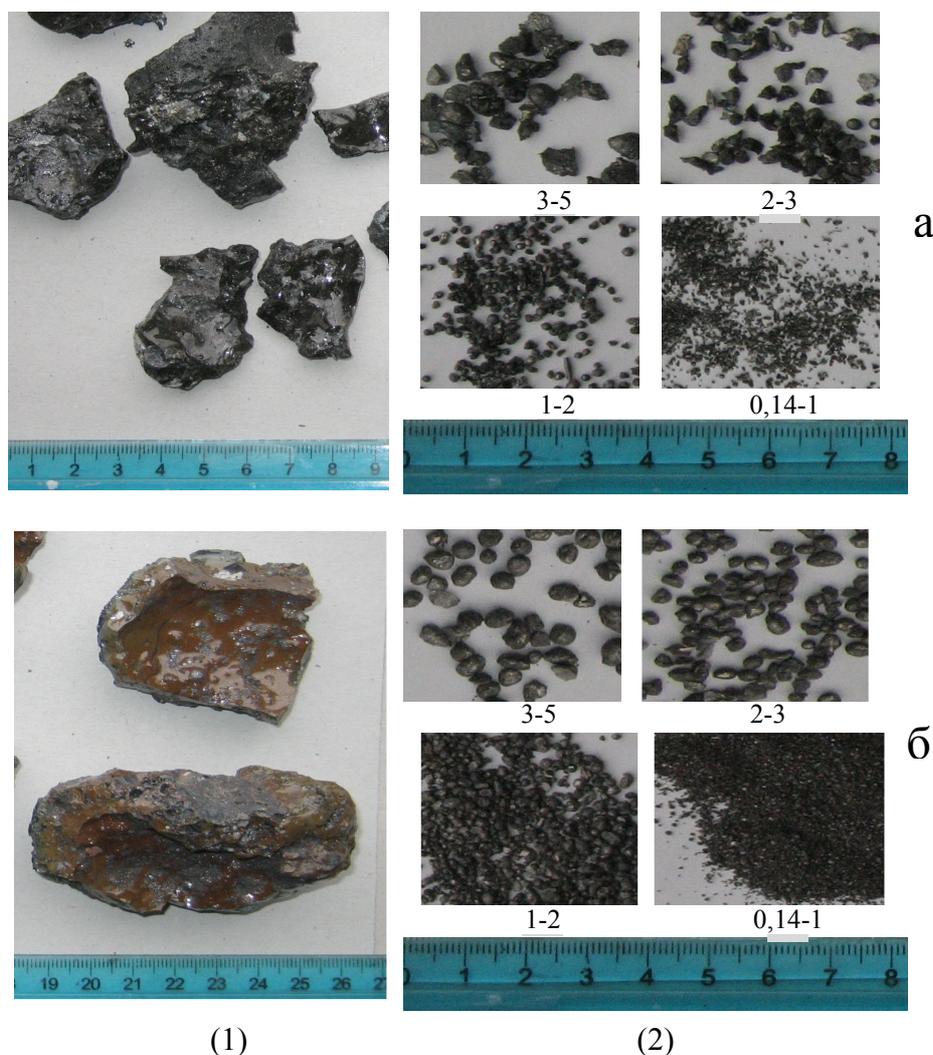


Рисунок 1 – Макроструктура образцов шлака (1) и содержащихся в шлаке металлических включений (2), отобранных до (а) и после десульфурации (б) чугуна на Юаньлийском меткомбинате (55 т чугуновозный ковш, обр. № 13)

Процесс обработки чугуна инжестированием диспергированного магния через фурму погружения в обобщенной форме можно представить как всплывание газового пузыря сквозь двухслойную жидкую ванну с двумя жидкостями различной плотности.

Процессы всплывания пузыря сквозь двухслойную ванну исследовались ранее применительно к сталеплавильной ванне, при этом было установлено, что в результате прохождения газового пузыря через границу раздела фаз возможно увлечение одного вещества другим в виде макрообъемов [5].

При переходе всплывающего в металле пузыря парообразного магния и азота через межфазную поверхность (металл–шлак) он увлекает за собой макрообъемы (всплески) металла в шлак, а при переходе межфазной границы "шлак–газ" в газовую фазу вовлекаются всплески металла и шлака.

Таким образом, в процессе десульфурации содержание металлической фазы в шлаке увеличивается. В дальнейшем накопившиеся в шлаке корольки металла в результате действия гравитационных сил частично оседают из шлака в металлическую ванну, при этом содержание металлической фазы в шлаке несколько уменьшается. Таким образом, в результате протекания этих двух встречных процессов происходит накопление или уменьшение количества металлических корольков в ковшевом шлаке.

Количество накопившейся в шлаке в процессе десульфурации чугуна металлической фазы, естественно, определяется технологическими параметрами процесса десульфурации (интенсивность вдувания магния, конструкция погружной фурмы, состав и температура чугуна), а также химическим составом, структурой и физико-химическими свойствами образующегося в процессе обработки шлака.

Данные, представленные на рис.2, свидетельствуют о том, что содержание металлической фазы в ковшевом шлаке в результате обработки чугуна магнием повышается в среднем от 4,7 до 17,5%. При этом имеет место накопление металлической фазы, в основном, за счет "корольков" диаметром 3мм и менее.

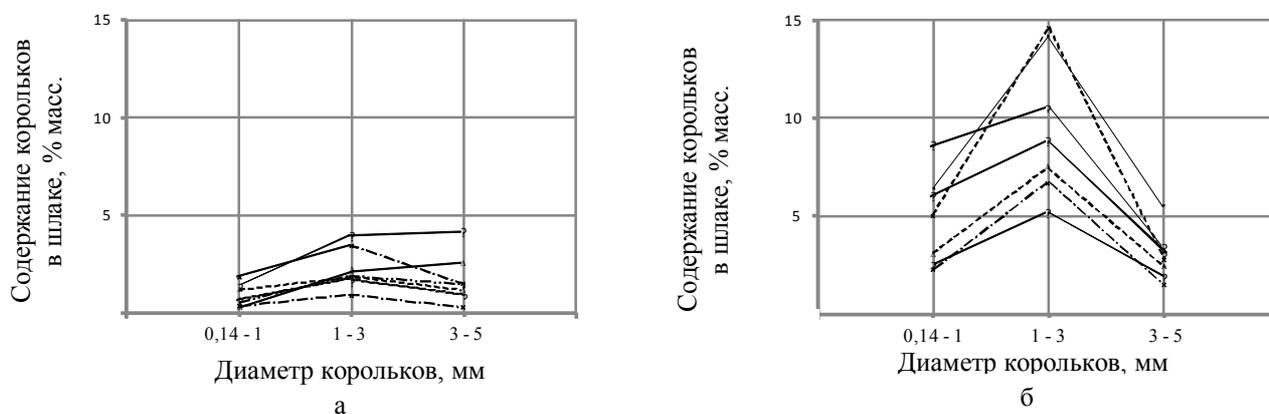


Рисунок 2 – Фракционно-дисперсный состав корольков металла, содержащихся в ковшевом шлаке до (а) и после (б) обработки чугуна магнием

Выполненный анализ дает основание считать, что основные технологические параметры процесса десульфурации чугуна магнием в существующих пределах их изменения не оказывают влияния на прирост металлической фазы в шлаке.

Установлена слабая зависимость между удельной массовой интенсивностью подачи магния и повышением содержания корольков в шлаке (рис.3).

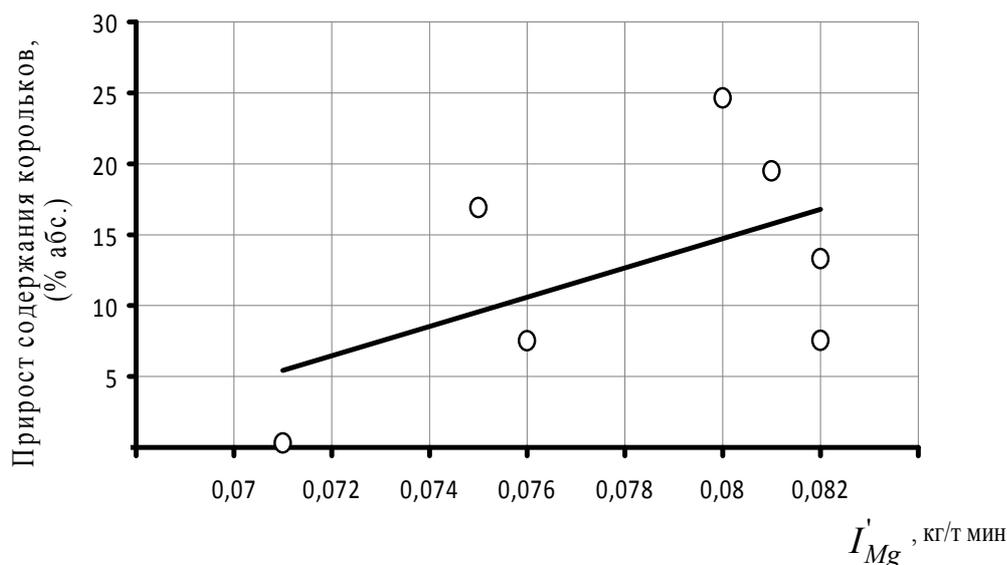


Рисунок 3 – Влияние удельной массовой интенсивности подачи магния I'_{Mg} в процессе десульфурации чугуна на прирост металлической фазы (ΔMe) в ковшевом шлаке

Анализ данных о температуре начала и конца кристаллизации шлака в сопоставлении с содержанием каждого из компонентов шлака позволил выявить взаимосвязь между температурой плавления ковшевого шлака после десульфурации чугуна магнием и содержанием в нем MgO и FeO (рис.4, а, б). Формирующиеся в ковше в результате ковшевой десульфурации чугуна магнием системы представляют собой кислые шлаки с повышенным содержанием оксидов магния и железа.

Известно, что добавки окислов металлов к расплавленному силикату действуют двояко: с одной стороны ионы кислорода O^{2-} уменьшают размеры кремний кислородных комплексов, а ионы металлов с другой стороны – способствуют повышению или снижению температуры кристаллизации шлаковых расплавов в зависимости от структуры образующейся кристаллической решетки и прочности связи в ней [6].

Установлено повышение температуры плавления конечного ковшевого шлака при повышении содержания в нем MgO в пределах 8–13 % (рис.4, а), а также снижение температуры плавления этого шлака при повышении содержания в нем оксида железа в пределах 4–13% (рис.4, б).

Имеет место тенденция некоторого повышения температуры плавления конечного ковшевого шлака при повышении его основности от 0,27 до 0,45 ед. (рис.4, в).

Ковшевые шлаки, формирующиеся в процессе десульфурации чугуна магнием, в основном, являются гетерогенными системами, поскольку температура начала кристаллизации их часто выше реальной температуры системы "металл–шлак", имеющей место при обработке чугуна магнием. Выпадение твердых частиц в жидкой фазе существенно затрудняет перемещение одних слоев жидкости относительно других и увеличивает таким образом вязкость шлака.

Исследование зависимости содержания металлической фазы в ковшевом шлаке в процессе десульфурации чугуна магнием без добавок от свойств шлака позволило выявить наличие таких взаимосвязей.

Вязкость оказывает слабое влияние на содержание металлической фазы в шлаке (рис.5, а). Значительный разброс точек на рисунке свидетельствует о многофакторности процесса и существенном влиянии на этот показатель других факторов.

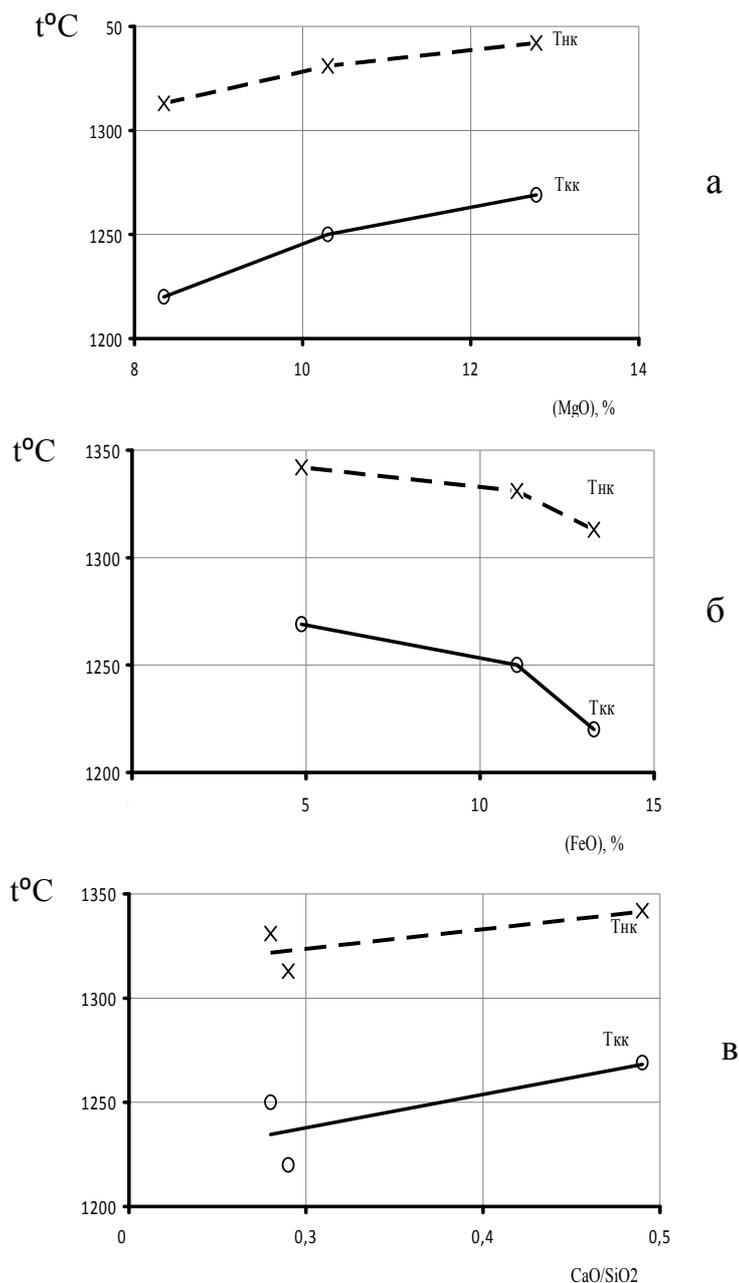
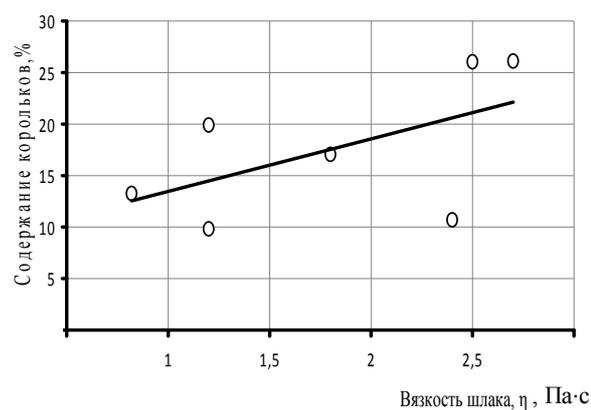
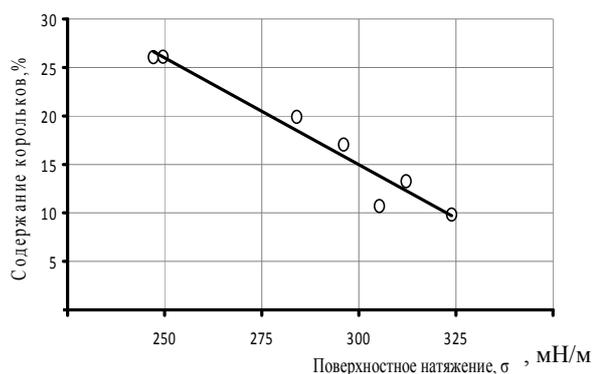


Рисунок 4 – Зависимость температуры начала кристаллизации (---) и температуры конца кристаллизации (—) ковшевого шлака от содержания в нем MgO (а), FeO (б) и его основности (в)

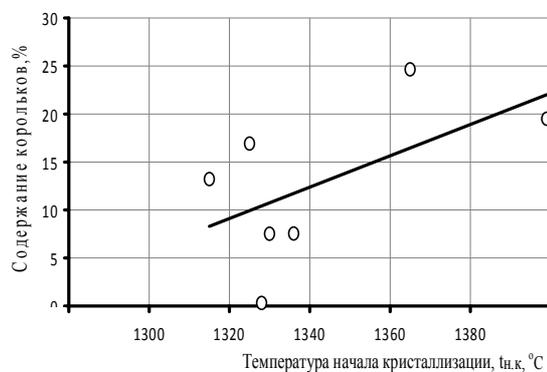
Между поверхностным натяжением шлака и содержанием в нем металлической фазы существует тесная взаимосвязь (рис.5, б). С увеличением величины поверхностного натяжения шлака от 250 до 325 мН/м² содержание корольков в шлаке уменьшается от 25 до ~10 %, т.е. в 2,5 раза. Это свидетельствует о том, что на полноту протекания процессов эвакуации (оседания) каплей металла из шлаковой системы в металлическую ванну существенное влияние оказывают этапы перехода частиц через межфазную поверхность.



а



б



в

Рисунок 5 – Влияние вязкости (а), поверхностного натяжения (б) и температуры начала кристаллизации (в) ковшевого шлака на содержание в нем металлической фазы

Выводы. Проведенными исследованиями установлено, что при десульфурации чугуна магнием без добавок в ковше формируется низкоосновный железистый шлак с повышенным содержанием MgO.

Температура плавления шлака в результате осуществления процесса десульфурации чугуна магнием повышается на 20-40 °С.

Содержание металлической фазы в ковшевом шлаке в результате десульфурации чугуна магнием без добавок повышается в среднем с 4,7 до 17,5 % и в значительной степени зависит от поверхностного натяжения шлака.

Повышая поверхностное натяжение от 250 до 325 мН/м можно снизить содержание металлических королек в шлаке от 25 до 10 % абс.

Сформировать ковшевой шлак с высоким поверхностным натяжением можно, например, путем корректировки его химического состава.

ЛИТЕРАТУРА

1. Фрайсмут А. Десульфурация передельного чугуна, состояние техники и перспективы возможного развития / А.Фрайсмут, В.Гиттерле // Труды VI международного симпозиума по десульфурации чугуна и стали, 14-16 сентября, Магдебург, ФРГ, 2000. – С.14-17.
2. Гиттерле В. Ввод флюсов в процессе десульфурации чугуна / В.Гиттерле // Труды VIII международного симпозиума по десульфурации чугуна и стали, 20-24 сентября, Нижний Тагил, Россия, 2004. – С.72-74.
3. Особенности шлакообразования в ковшах с жидким чугуном / Н.Т.Ткач, А.Ф.Шевченко, Д.В.Костенко [и др.] // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сборник научных трудов. – 2004. – №8. – С.168-175.
4. Приходько Э.В. Моделирование структуры при исследовании связи между составом и свойствами оксидных расплавов / Э.В.Приходько // Изв. АН СССР. Неорг. матер. – 1980. – Т.16. – №5. – С.900-906.
5. Охотский В.Б. Физико-химическая механика сталеплавильных процессов / Охотский В.Б. – М.: Металлургия, 1993. – 149с.
6. Свойства жидких доменных шлаков / [В.Г.Воскобойников, Н.Е.Дунаев, А.Г.Михалевич и др.]. – М.: Металлургия, 1975. – 184с.

УДК 669.184.244

СИГАРЕВ Е.Н., к.т.н., доцент

Днепродзержинский государственный технический университет

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СПОСОБА ФОРМИРОВАНИЯ ЗАЩИТНОГО ГАРНИСАЖА НА ФУТЕРОВКЕ КОНВЕРТЕРА

Введение. Важнейшей целью стратегии развития и эксплуатации футеровки кислородного конвертера является достижение стойкости, обеспечивающей минимальные удельные затраты на огнеупоры. Последнее десятилетие характеризуется существенным повышением стойкости футеровки конвертера за счет применения огнеупоров повышенного качества, комбинированной сбалансированной схемы их кладки с учетом особенностей износа отдельных зон, использования синтетических магнезиальных модификаторов, торкретирования и ошлакования футеровки, системным мониторингом ее состояния и др.

Однако даже в случае применения указанного комплекса мероприятий основными факторами, обеспечивающими повышение стойкости, являются применение магнезиальных флюсов для формирования насыщенного MgO конечного шлака и способы нанесения шлакового гарнисажа на футеровку конвертера.

На процесс нанесения шлакового гарнисажа значительное влияние оказывает состояние шлака, в частности, содержание в нем оксида магния. Оптимальным содержанием MgO считается 8-12% [1], при большем количестве шлак становится более вязким, что затрудняет процесс его раздувки на футеровку конвертера. Корректировка содержания MgO в шлаке по ходу плавки обычно осуществляется обожженным долами-

том, доломитизированной известью, ожезненным доломитом, магнезиальными флюсами. К одной из основных проблем использования указанных присадок можно отнести необходимость быстрого растворения и равномерного распределения оксида магния по всему объему шлака. Выплавка стали под обогащенными MgO шлаками позволяет реализовать известное положение теории металлургической термодинамики об отсутствии взаимодействия на поверхности раздела фаз в условиях равенства концентрации диффундирующего компонента и концентрации насыщения. В реальных шлаках концентрация MgO в 1,2-1,3 раза ниже концентрации насыщения [2]. Несмотря на наличие в расплаве оксидов железа, которые способствуют повышению предела растворимости в шлаке обожженного доломита, он, тем не менее, растворяется плохо. Для достижения насыщения шлака MgO при использовании магнезиальных порошкообразных присадок шлаковой системе требуется 20-35 мин, что превышает продолжительность продувки конвертерной ванны. В результате происходит гетерогенизация шлакового расплава с повышением его вязкости, что сопровождается ухудшением процессов дефосфорации и десульфурации, а также повышенным выносом металла из конвертера. Проблему решают использованием легкоусваиваемых шлаком синтетических флюсов, а также ускорением формирования первичного шлака, содержащего повышенную концентрацию MgO поступающего при оплавлении гарнисажного покрытия. Поэтому слой, нанесенный на футеровку конвертера, должен содержать компоненты, способствующие как повышению стойкости футеровки конвертера, так и улучшению условий шлакообразования в последующей конвертерной плавке.

Подготовку конечного шлака к раздувке на стены конвертера осуществляют также и после выпуска стали. Для окончательной подготовки шлака к раздувке (снижения его реакционной способности и загущения) в конвертер подают карбонатные и/или углеродсодержащие материалы в зависимости от характеристик конечного шлака, обусловленных параметрами предыдущей плавки.

При факельном торкретировании футеровки используется дорогостоящая магнетитосланцевая торкрет-масса. Сама операция факельного торкретирования осуществляется обычно после нанесения шлакового гарнисажа, что приводит к увеличению продолжительности цикла плавки и снижению производительности конвертерных агрегатов.

Постановка задачи. Разработка и внедрение в эксплуатацию в условиях конвертерного цеха ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» инновационной технологии нанесения шлакового гарнисажа на периклазоуглеродистую футеровку конвертера с применением комбинированной торкрет-фурмы, обеспечивающей совмещение операций раздувки конечного шлака и факельного торкретирования футеровки [3,4], позволило в значительной степени решить проблему формирования гарнисажного покрытия с сокращением времени операции и удельного расхода торкрет-масс.

Изменение механизма нанесения торкрет-покрытия в сравнении с принятой в цехе технологией факельного торкретирования обеспечило сокращение удельного расхода торкрет-массы с 2,26 кг/т до 1,42 кг/т стали (табл.1). Продолжительность совместного ошлакования и торкретирования футеровки на 50-60% меньше в сравнении с применявшейся ранее технологией проведения отдельных последовательных операций нанесения шлакового гарнисажа и факельного торкретирования. Новая технология и конструкция торкрет-фурмы позволили обеспечить повышение продолжительности кампании футеровки по стойкости в среднем на 750 плавов и обеспечить максимальную стойкость футеровки конвертера в 3644 плавки.

С переходом на технологию совместного ошлакования и торкретирования интенсивность износа футеровки уменьшилась с 0,3-0,8 мм/плавку (в среднем 0,55 мм/плавку) до 0,20-0,55 мм/плавку (в среднем 0,38 мм/плавку), что косвенно свиде-

тельствует об улучшении прочностных характеристик гарнисажного покрытия, сформированного с помощью комбинированных торкрет-фурм.

Таблица 1 – Динамика затрат и удельных расходов огнеупоров и огнеупорных масс на футеровку и горячие ремонты конвертеров

Год	Удельный расход, кг/т стали									
	1999	2000	2001	2002	2003	2004	2005	2006	2007	2008
Огнеупоры на футеровку	3,41	3,13	2,40	2,23	1,73	1,33	1,01	1,13	1,06	1,07
Факельное торкретирование	5,92	7,15	4,77	4,06	3,13	1,82	2,34	2,26	1,98	1,42
Полусухое торкретирование	0,14	0,16	0,14	0,17	0,08	0,09	0,15	0,23	0,14	0,10
СМК на подварку	1,17	1,19	1,14	1,12	0,93	0,78	0,80	1,22	1,52	1,67
Всего огнеупоров и масс	10,64	11,63	8,45	7,58	5,87	4,02	4,30	4,84	4,70	4,26
Средняя стойкость, пл.	800	907	1163	1277	1647	2152	2750	2475	2822	2858

В то же время определен ряд недостатков разработанной конструкции торкрет-фурм. Так установлено, что комбинированная торкрет-фурма работает с наибольшим эффектом только при использовании торкрет-масс, в составе которых в обязательном порядке имеется углеродсодержащая горючая составляющая, что позволяет в торкрет-факалах осуществлять подогрев и диссоциацию частиц огнеупорных материалов до встречи с предварительно ошлакованной футеровкой [5].

Кроме штатных магнезитосланцевых торкрет-масс (п. 3 табл.2) для нанесения торкрет-покрытия на предварительно ошлакованную поверхность футеровки опробованы торкрет-массы, изготовленные из отходов периклазоуглеродистых огнеупоров отработанной футеровки конвертеров (п.1 табл.2), порошкового необожженного доломита (п.2 табл.2) и доломитосланцевой массы (п.5 табл.2).

Таблица 2 – Характеристика использованных торкрет-масс

Тип торкрет-массы	Содержание, %				Влажность, %	Фракционный состав, %						
	MgO	CaO	SiO ₂	C		+5	+3	+2	+1	+0,5	+0,09	-0,09
1. Бой периклазоуглеродистых огнеупоров	85,5	12,0	4,0	2,0	0,3	0,6	3,9	9,7	н.с.	36,7	25,9	23,2
2. Доломит (необожженный)	17,5	33,2	2,0	н.с.	0,2	0	0	н.с.	0,5	1,4	30,1	68,0
3. Доломит (обожженный)	28,9	49,7	4,8	н.с.	0,1	0	0	н.с.	0,4	1,1	32,5	66,0
4. Магнезитосланцевая	65,0	18,0	н.с.	н.с.	0,5	0	0	н.с.	н.с.	н.с.	85,0	10,0
5. Доломитосланцевая	25,8	36,4	н.с.	н.с.	0,3	0	0	н.с.	н.с.	н.с.	83,0	12,0

В сравнении с применением штатной магнезитосланцевой торкрет-массы использование материалов без углеродсодержащей составляющей (п.1,2 табл.2) вызвало определенные сложности с точки зрения транспортирования порошков и обеспечения

равномерной подачи этих материалов в рабочий объем агрегата через боковые сопла. При применении доломитосланцевой массы (п.5 табл.2) проблем с транспортированием и нанесением торкрет-массы на футеровку не выявлено.

Кроме того, значительная часть торкрет-массы, подаваемой через ряд боковых сопел, выносится из рабочего пространства конвертера в потоке отходящих газов, что не позволяет сформировать гарнисажное покрытие с повышенным содержанием MgO. Так содержание MgO в гарнисажном покрытии, полученном только раздувкой конечного шлака, составило 6,08-8,27% при содержании CaO – 45,90-49,78%, а в случае совмещения операций раздувки и торкретирования – 7,7-8,64%, CaO – 43,39-47,35% соответственно. Известно [6], что основные конвертерные шлаки, содержащие более 48% CaO при 6-8% MgO, не обеспечивают формирование гарнисажа, устойчивого к эрозии, так как на 90% находятся в зоне насыщения CaO и характеризуются высоким содержанием CaOFe₂O₃ и 2CaOFe₂O₃ с температурой плавления 1215⁰С и 1440⁰С соответственно.

В то же время, повышение содержания MgO до 10% при снижении CaO до 41,8% перед раздувкой позволило [6] сместить шлак по составу в область насыщения MgO с высокотемпературной фазой MgO-F₂O₃ (температура плавления 1750⁰С) и серией твердых растворов с различными соотношениями оксидов магния и железа с температурой плавления около 2000⁰С.

При использовании комбинированной торкрет-фурмы для раздувки шлака азотными струями не обеспечивается регулирование вязкости шлака. По мнению [6], наличие твердой фазы в шлаке в количестве около 30% снижает его вязкость, одновременно обеспечивая растекание по футеровке и замедление этого процесса.

Результаты работы. На основании анализа данных промышленной эксплуатации комбинированной торкрет-фурмы [4] установлено, что дополнительный ресурсосберегающий эффект при использовании дешевых торкрет-масс на основе боя магнезиальноуглеродистых огнеупоров, пылевидных отходов производства доломитизированной извести или доломита без добавок углеродсодержащего компонента может быть обеспечен только при модернизации конструкции фурмы в направлении изменения ввода торкрет-массы в рабочий объем конвертера.

В таком варианте ведения конвертерной плавки предлагается по ходу продувки формировать жидкоподвижный высокоосновной шлак с оптимальным содержанием MgO (5-8%) и повышенной фосфор- и серопоглотительной способностью, который после выпуска металла подвергать раздувке нейтральными либо слабоокислительными газовыми струями, в том числе несущими дешевые порошкообразные магнезиальные материалы (п.2, 3 табл.2) без углеродсодержащих топливных компонентов. При этом формирование физико-химических характеристик шлакового расплава осуществляется непосредственно в реакционных зонах взаимодействия вдуваемых газопорошковых струй со шлаковым расплавом.

С учетом выявленных недостатков комбинированной торкрет-фурмы разработана принципиально новая конструкция газоохлаждаемой газопорошковой гарнисажной фурмы с соплами типа «труба в трубе». Наконечник газопорошковой фурмы выполнен в виде двух концентрично размещенных стальных труб: внутренней – для подачи магнезиальной массы, вдуваемой в шлаковый расплав в потоке воздуха, и наружной – для подачи струй азота для раздувки шлакового расплава на стены конвертера. Таким образом, газопорошковая фурма предназначена для эксплуатации в двух режимах – газовой и газопорошковой раздувки шлака. В первом случае осуществляется раздувка шлаковой ванны только газовыми (азотно-воздушными) струями с нанесением шлакового гарнисажа по всей высоте футеровки рабочего пространства конвертера, во втором – газопорошковыми струями, несущими в азотно-воздушном потоке порошкообразные магнезиальные (карбонатные) материалы. В таком режиме формируется жирный и вяз-

кий двухфазный гарнисажный шлак, содержащий большое количество дисперсной твердой фазы, повышающей прочность нанесенного на футеровку покрытия.

Известно, что применение мелкозернистого мягкообожженного (обжиг при 1150°C) магнезита, вдуваемого через кислородную фурму [7], обеспечивает быстрое насыщение шлака магнезией с существенным снижением износа футеровки и исключением необходимости в торкретировании.

Тепло расплава шлака при вдувании в его объем порошкообразных магнезиальных (карбонатных) материалов через сопла газопорошковой фурмы обеспечивает протекание процессов частичной диссоциации карбонатов. В результате образования твердых (CaO , MgO) фаз происходит гетерогенизация и насыщение шлака магнезией, а выделение газовой фазы (CO_2) обеспечивает вспенивание шлака для более эффективного разбрызгивания на футеровку.

Опытно-промышленное опробование предложенной конструкции газопорошковой фурмы проведено в условиях кислородно-конвертерного цеха ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог». По результатам опытной кампании установлено, что:

- разработанная конструкция газоохлаждаемой газопорошковой фурмы, изготовленной из обычной стали, работоспособна и обладает достаточно высокой стойкостью;

- технология горячего ремонта футеровки конвертера с ее использованием не вызывает затруднений и существенных изменений установленной организации работ в цехе;

- конструкция вращающейся газоохлаждаемой газопорошковой фурмы пригодна как для раздувки подготовленного конечного шлака только газовыми, так и для корректировки состава и состояния шлака путем вдувания в объем последнего порошкообразных магнезиальных материалов;

- обеспечивается более интенсивное разбрызгивание конечного шлака с нанесением гарнисажа по всей высоте рабочего пространства конвертера. Это связано с повышенным расходом (динамическим давлением) азотно-воздушных струй через каждое из двух сопел ($205\text{-}250 \text{ м}^3/\text{мин}$) в газопорошковой фурме в сравнении с давлением азотных струй, формируемых комбинированной торкрет-фурмой, а тем более 5-ти сопловой штатной кислородной фурмой при расходе азота на одно сопло $175\text{-}215$ и $70\text{-}86 \text{ м}^3/\text{мин}$ соответственно;

- за счет непосредственного внедрения порошкообразных магнезиальных материалов в объем конечного шлака в сравнении с комбинированной торкрет-фурмой значительно сокращены потери торкрет-массы с отходящими из конвертера газами;

- в сравнении с комбинированной 12-ти сопловой торкрет-фурмой существенно упрощена конструкция фурмы и повышена ее ремонтпригодность;

- обеспечивается более прочный и толстый шлаковый гарнисаж по всей поверхности футеровки конвертера. При этом стойкость гарнисажного покрытия, нанесенного с использованием торкрет-массы на основе порошкообразного доломита (п.2 и 3 табл.2), не уступает по качественным показателям покрытиям, полученным при применении более дорогостоящей магнезитосланцевой торкрет-массы (п.1, 4, 5 табл.2).

Изменение механизма нанесения торкрет-покрытия в сравнении с используемой в цехе технологией совместного ошлакования и торкретирования футеровки обеспечило дальнейшее сокращение удельного расхода торкрет-массы с $1,42 \text{ кг/т}$ до $0,90 \text{ кг/т}$ стали и продолжительности операции ошлакования на $15\text{-}23\%$.

Выводы. На основании результатов эксплуатации комбинированной торкрет-фурмы определены направления модернизации ее конструкции с целью сокращения удельного расхода торкрет-массы и обеспечения возможности корректировки физико-химических свойств конечного шлака непосредственно по ходу его раздувки на футе-

ровку конвертера. Разработана и опробована в промышленных условиях новая конструкция газоохлаждаемой газопорошковой фурмы. В результате опытно-промышленного опробования газопорошковой фурмы подтверждена ее работоспособность и эффективность использования для нанесения гарнисажного покрытия на футеровку.

ЛИТЕРАТУРА

1. Freuhan R. O. The Making, Shaping and Treating of Steel. "AJSE", 1998. – P.239-242.
2. Смирнов А. Н. Конвертерный металл / А. Н. Смирнов // Металл бюллетень. – Украина. – 2007. – №4(125). – С.64-74.
3. Разработка и внедрение инновационной технологии нанесения шлакового гарнисажа на футеровку 160-т конвертеров ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» / А. Г. Чернятевич, В. А. Шеремет, Е. Н. Сигарев [и др.] // Теория и практика металлургии. – 2009. – №3. – С.64-71.
4. Пат. 83445 Україна, МПК (2006) С 21 С 5/44, F 27 D 1/16. Спосіб ремонту футеровки конвертера та торкрет-фурма для його здійснення / Чернятевич А.Г., Сігарьов Є.М., Чубін К.І., Чубіна О.А.; заявник та патентовласник Дніпродзерж. держ. техн. унів-т. – № а200705316; заявл. 15.05.07; опубл. 10.07.08, Бюл. №13.
5. Sigarev E.N., Chernyatevich A.G., Chubina E.A./Thermodynamic Andgas-Dinamic Aspects of the Guniting of Converter Linings// Steel in Translation, vol.37, N.2. 2007. – P.92-98.
6. Sian C., Wenyuan Y., Congjle Z. Slag Splashing for Bao Steel's 300Metric Ton BOF and Crystallographic Structure of its Slag // Iron and Steelmaker, 2000, №7. – P.39-41.
7. О растворимости окиси магния в кислородно-конвертерных шлаках / К.-Х.Обст, Э.Шюрман, Г.Ман [и др.] // Черные металлы. – 1980. – №20. – С.23-28.

УДК 669.187.004.18

ЯШИНА К.В., аспирант
САДОВОЙ А.В., д.т.н., профессор

Днепродзержинский государственный технический университет

АЛГОРИТМ РАСЧЕТА ИНТЕНСИВНОСТИ ХИМИЧЕСКИХ РЕАКЦИЙ В ДУГОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ПЕЧАХ

Введение. В металлургической промышленности последние десятилетия характеризуются постоянным ростом количества стали, выплавляемой в дуговых электросталеплавильных печах (ДСП). При этом основной проблемой, стоящей перед мировым электросталеплавильным производством, остается контроль качества получаемой продукции. Для решения этой проблемы целесообразно провести исследование химических процессов, происходящих в ДСП в период расплавления шихты. Кроме того, в результате химических реакций выделяется либо поглощается значительное количество тепла, которое необходимо учитывать при составлении общего энергетического баланса печи. Однако, несмотря на вышесказанное, алгоритм расчета характеристик химических процессов и энергии химических реакций, протекающих в шихте во время плавки, на сегодняшний день отсутствует.

Постановка задачи. Задачами исследования являются построение алгоритма расчета характеристик основных химических процессов, протекающих в ДСП в период расплавления шихты, и проверка адекватности этого алгоритма.

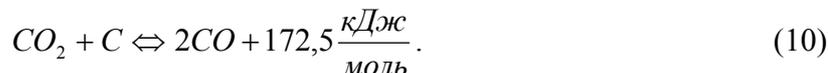
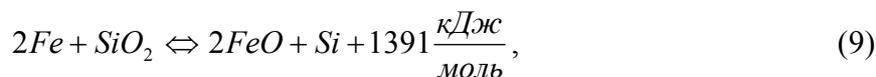
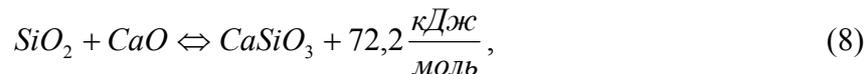
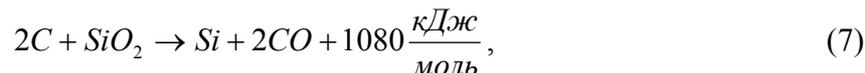
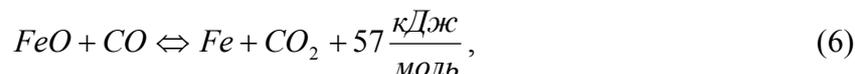
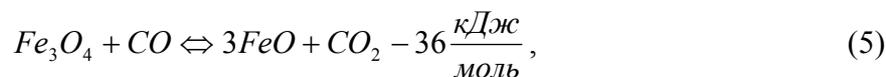
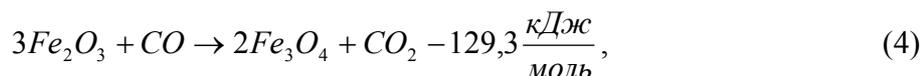
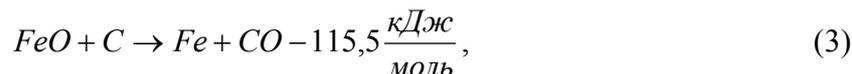
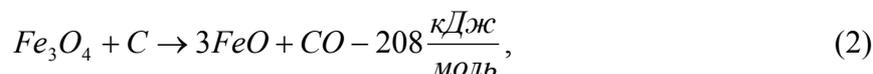
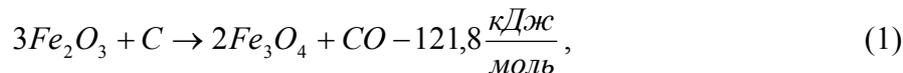
Результаты работы. Рассмотрим выплавку стали в дуговой сталеплавильной печи с применением «болота». В этом случае шихта содержит: стальной лом, чугун перелый, окатыши, кокс. В качестве шлакообразующих применяют известь, известняк, плакированный шпат. Шихтовые материалы имеют химический состав, приведенный в табл.1 [1].

Таблица 1 – Состав шихты

Химические соединения (элементы)	Содержание, %
<i>Fe</i>	48,91
<i>Fe₂O₃</i>	44,7975
<i>C</i>	2,724
<i>Si</i>	0,2375
<i>CaO</i>	1,2375
<i>SiO₂</i>	1,9305
др. примеси	Остаток

Так как примеси составляют меньше чем 0,2%, то в дальнейшем при исследовании химических процессов в ДСП влияние примесей рассматривать не будем.

В период расплавления в рабочем пространстве дуговой электросталеплавильной печи протекает множество химических реакций. Разделим основные из них на три группы: реакции восстановления железа (1)-(6), реакции шлакообразования (7)-(9) и реакции, протекающие в атмосфере печи (10).



Тепловые коэффициенты данных реакций при температуре 298 К вычислены по закону Гессе с помощью данных о теплоте образования веществ, вступающих в реакции, и их продуктов [2].

Алгоритм расчета характеристик химических процессов на основе описывающих их реакций предложен в работах [1, 3, 4]. Этот алгоритм позволяет избежать построения сложных физико-химических моделей, включающих элементы гидродинамики ванны, нуждающихся в большом количестве первичной информации. Поэтому, для осуществления контроля качества стали, выплавляемой в ДСП, рационально применить алгоритм, предлагаемый авторами работ [1, 3, 4] для расчета характеристик химических взаимодействий, описываемых реакциями (1)-(10).

Пусть $t_{\text{плавки}}$ - время расплавления шихты, τ - шаг по времени, тогда $t = 0, \tau, \dots, t_{\text{плавки}}$ - моменты времени, в которые вычисляются тепло, поглощаемое или выделяемое в результате каждой реакции, массы веществ, вступивших в реакции, массы полученных веществ. Для осуществления этих вычислений в каждый момент времени необходима информация о скоростях реакций (1)-(10) и их температурных коэффициентах. Скорости реакций, происходящих в ДСП, наиболее целесообразно находить, воспользовавшись теорией активных столкновений [5] и экспериментальными данными, приведенными в литературных источниках [6, 7]. Для вычисления температурных коэффициентов реакций рационально применить уравнение Кирхгофа [5]. При этом предположим, что в каждый момент времени известны температура шихты и расплава и тепло, получаемое либо отдаваемое шихтой и «болотом» в результате нагрева электрическими дугами, теплообмена со стенами, сводом и подиной печи, печной атмосферой.

В качестве примера рассмотрим реакцию (1). Предположим, что в некоторый момент времени t количество вещества $\nu_{Fe_2O_3}$ и масса $m_{Fe_2O_3}$ Fe_2O_3 вычислены через скорость реакции, по формулам:

$$\nu_{Fe_2O_3} = wS\tau, \quad (11)$$

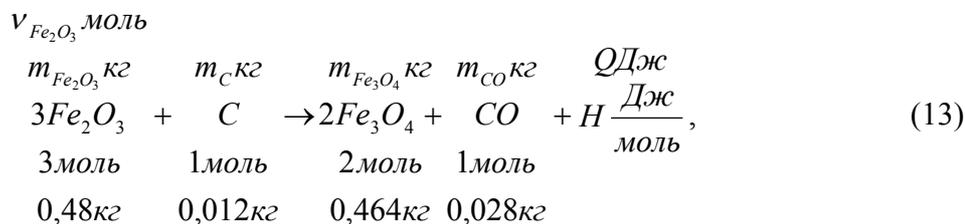
где w - скорость реакции (1) при заданной температуре ($\frac{\text{моль}}{\text{м}^2 \cdot \text{с}}$),

S - площадь поверхности взаимодействия Fe_2O_3 и C (м^2).

$$m_{Fe_2O_3} = \nu_{Fe_2O_3} M_{Fe_2O_3}, \quad (12)$$

где $M_{Fe_2O_3}$ - молярная масса Fe_2O_3 ($\frac{\text{кг}}{\text{моль}}$).

Определим m_C , $m_{Fe_3O_4}$, m_{CO} , и Q - тепло, поглощаемое в результате реакции.



$$m_C = \frac{m_{Fe_2O_3} \cdot 0,012}{0,48}, \quad m_{Fe_3O_4} = \frac{m_{Fe_2O_3} \cdot 0,464}{0,48}, \quad m_{CO} = \frac{m_{Fe_2O_3} \cdot 0,028}{0,48}, \quad Q = \nu_{Fe_2O_3} \cdot H, \quad (14)$$

где H - тепловой коэффициент реакции при заданной температуре, найденный по уравнению Кирхгофа.

Так как температура и состав шихты и расплава могут существенно отличаться в различных точках рабочего пространства печи, то для применения рассмотренного ал-

горитма расчета характеристик химических процессов, протекающих в ДСП, целесообразно разбить рабочее пространство на контрольные объемы, для каждого из которых отдельно проводить расчеты.

Для проверки адекватности описанного алгоритма рассмотрим плавку шихты, состав которой приведен в табл. 1, в дуговой электросталеплавильной печи вместимостью 100 тонн при 20 тоннах «болота». Для задания электрического режима плавки воспользуемся режимными картами.

Наиболее полноценно динамику поведения химических процессов, протекающих в ДСП, характеризуют зависимости скоростей реакций, описывающих эти процессы, от температуры. Эти зависимости, полученные с применением рассмотренного алгоритма, приведены на рис.1-4.

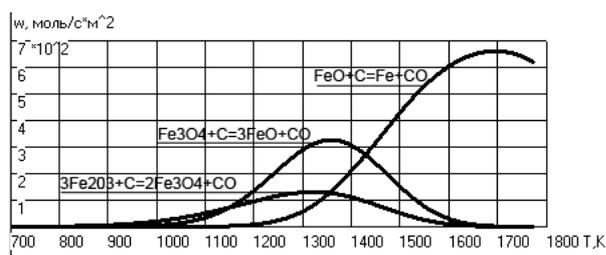


Рисунок 1 – Зависимости скоростей реакций (1)-(3) от температуры

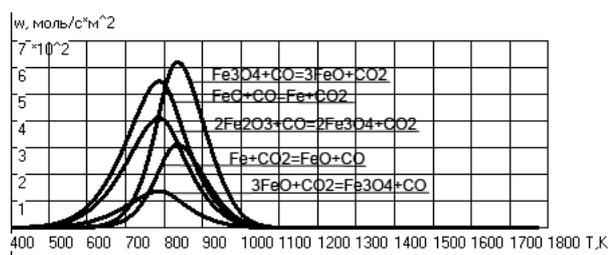


Рисунок 2 – Зависимости скоростей реакций (4)-(6) от температуры

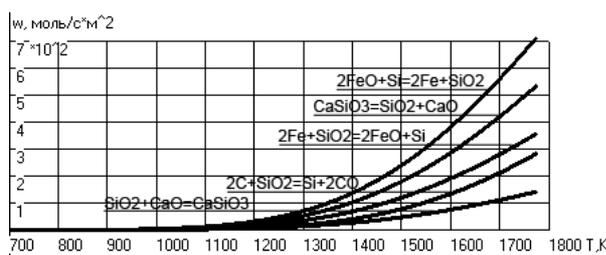


Рисунок 3 – Зависимости скоростей реакций (7)-(9) от температуры

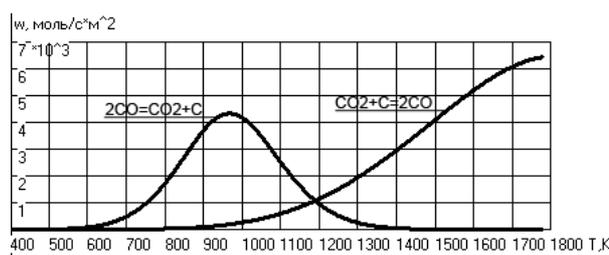


Рисунок 4 – Зависимости скорости реакции (10) от температуры

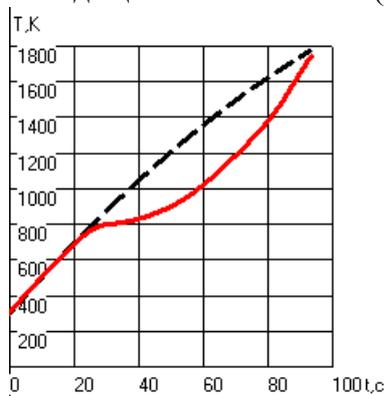
Из рис.1 следует, что реакции прямого восстановления железа происходят ступенчато при температурах выше 1000 K, причем наибольшее развитие имеет реакция (3). Эти результаты совпадают с экспериментальными данными и информацией, приведенной в источниках [8].

На рис.2 показано, что непрямо восстановление железа происходит в основном в зоне умеренных температур, причем реакции (5)-(6) активно протекают как в прямом, так и в обратном направлениях вследствие отношений компонентов газовой смеси CO и CO₂, близким к равновесным.

На рис.3 приведены зависимости скоростей реакций шлакообразования от температуры. Эти реакции начинают происходить в зоне высоких температур, что подтверждено экспериментально и объясняется достаточно большими значениями энергии активации веществ, вступающих в реакции шлакообразования.

Зависимости от температуры скоростей реакций, оказывающих существенное влияние на состав печной атмосферы, приведены на рис.4. Экспериментально установлено, что скорость реакции CO₂ + C → 2CO начинает увеличиваться при температуре 1000 K и выше, в то время, как скорость обратной реакции уменьшается в этом диапазоне температур [8]. Рис.4 служит подтверждением данного факта.

Для более детального рассмотрения взаимосвязи тепловых и химических процессов, происходящих в ДСП, выберем некоторый контрольный объем и приведем графики изменения его температуры без учета энергии химических реакций и с учетом тепла, выделяемого либо поглощаемого в результате химических взаимодействий, происходящих в этом объеме (рис.5).



--- без учета энергии химических реакций,
 -- с учетом энергии химических реакций

Рисунок 5 – Изменение температуры шихты

При температуре шихты меньше 700 К скорости химических реакций близки к 0, соответственно, энергия реакций незначительна, поэтому, графики прироста температуры шихты с учетом и без учета химического взаимодействия совпадают (рис.5). В диапазоне температур от 700 К до 1100 К активно происходят реакции непрямого и прямого восстановления железа, характеризующиеся поглощением тепла. Температура шихты с учетом химического взаимодействия увеличивается медленнее, чем температура шихты без учета тепла, отдаваемого на протекание химических реакций (рис.5). Однако, при температуре выше 1100 К начинают происходить реакции шлакообразования с резким выбросом энергии, причем их скорость увеличивается, а соответственно, увеличивается и количество тепла, выделяемое в результате этих реакций. Температура шихты с учетом химического взаимодействия резко растет (рис.5).

Таким образом, график изменения температуры шихты с учетом тепла химических реакций отвечает реальному поведению процесса. Кроме того, время расплавления шихты с учетом и без учета химического взаимодействия практически совпадает. Этим фактом можно объяснить достаточно высокий уровень адекватности проводимых ранее исследований тепловых процессов, происходящих в ДСП, без точного расчета энергии химических реакций.

В табл.2, 3 приведены данные о содержании рассматриваемых химических элементов в шлаке и расплаве согласно протоколов плавки и вычислений, сделанных с помощью описанного алгоритма. Анализ этих данных позволяет утверждать, что предлагаемый алгоритм отражает реальное поведение процесса, расхождения между реальными и рассчитанными данными находятся в рамках допустимых.

Таблица 2 – Содержание FeO, CaO, SiO₂ в шлаке

Химические соединения (элементы)	Содержание, % (протоколы плавки)			Содержание, % (расчет)		
	1	2	3	1	2	3
FeO	12,79	13,76	10,16	9,12	11,22	8,45
CaO	43,25	40,7	41,17	45,01	37,89	34,12
SiO ₂	24,05	22,18	23,58	20,18	25,003	18,37

Таблица 3 – Содержание Fe, C, Si в расплаве

Химические соединения (элементы)	Содержание, % (протоколы плавки)			Содержание, % (расчет)		
	1	2	3	1	2	3
Fe	97,2	97,4	96,43	96,25	97,69	95,42
C	2,25	2,21	3,007	3,64	2,09	4,45
Si	0,15	0,123	0,09	0,11	0,22	0,13

Выводы. Таким образом, авторами статьи впервые построен алгоритм расчета характеристик основных химических процессов, протекающих в ДСП. Этот алгоритм отличается простотой и удобством реализации и позволяет в любой момент плавки определить массу веществ, вступающих в ту или иную химическую реакцию, и ее продуктов; количество тепла, выделяемое либо поглощаемое в результате реакции. Следовательно, рационально использовать описанный в статье алгоритм при создании комплексных моделей работы ДСП, а именно при исследовании электрических, тепловых и химических процессов, протекающих в печи, и выявлении их взаимосвязей, построении энергетических и материальных балансов дуговых электросталеплавильных печей. Кроме того, благодаря высокой скорости вычислений, проводимых с помощью предлагаемого алгоритма, его целесообразно использовать при построении законов оптимального управления работой ДСП. Адекватность алгоритма подтверждена сравнением проделанных с его помощью расчетов с экспериментальными данными.

ЛИТЕРАТУРА

1. Тимошпольский В.И. Теплотехнологические основы металлургических процессов и агрегатов высшего уровня / Тимошпольский В.И. – Мн.: Навука і тэхніка, 1995. – 256с.
2. Гончаров А.И. Справочник по химии / А.И.Гончаров, М.Ю.Корнилов. – К.: «Вища школа», 1974. - 304с.
3. Низяев К.Г. Исследование процесса десульфурации стали щелочноземельными элементами, восстановленными в зоне погруженной в металл электрической дуги / К.Г.Низяев // Металл и литье Украины. – 2007. - № 3. – С.9-11.
4. Прогнозирование состава расплава в процессе плавки стали в ДСП / С.В. Казаков, П.В. Чайрев, М.П. Гуляев [и др.] // Электрометаллургия. – 2006. - № 1. – С.30-33.
5. Ваган В.А. Курс физики в трех частях: пособие [для студентов вузов] / Ваган В.А., Конкин Б.Б., Сафронов В.П. - Ростов-на-Дону: РГАСХМ, 2009. - Часть 1: Механика. Молекулярная физика и термодинамика. – 2009. - 82с.
6. SIDDIQI, N., BHOI, B., PARAMGURU, R.K., SAHAJWALLA, V., and OSTROVSKI, O. Slaggraphite wettability and reaction kinetics, part 1 kinetics and mechanism of molten FeO reduction reaction., *Ironmaking and Steelmaking* vol. 27, no. 6, 2000, pp. 437–441.
7. MIN, D.J. and FRUEHAN, R.J. Rate of reduction of FeO in slags by FeO-C drops *Metall. Trans. B.* vol. 23, 1992, pp. 29–37.
8. Кудрин В.А. Теория и технология производства стали / Кудрин В.А. – М.: «Мир», 2003. – 528с.

УДК 536:669.02.09:669.054.82:005

ПАВЛЮЧЕНКОВ И.А., д.т.н., профессор
БАБЕНКО М.В., к.т.н., доцент
ВОЛОШИН Р.В., аспирант
АНДРИЕВСКИЙ Г.А., аспирант
БЫСТРОВ Е.Е., аспирант

Днепродзержинский государственный технический университет

МЕТОДИКА АНАЛИЗА КИНЕТИКИ ПЛАВЛЕНИЯ ТУГОПЛАВКИХ МАТЕРИАЛОВ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ФОРМЫ НА ГРАНИЦЕ ШЛАК-МЕТАЛЛ

Введение. Ввод кусковых материалов различного химического и гранулометрического состава в жидкую сталь в сталеразливочном ковше в процессе выпуска либо гомогенизирующей продувки расплава является эффективной ресурсосберегающей

технологією внепечного раскисления, рафинирования, микролегирування и доводки по химическому составу стали. Следует отметить, что отдельные режимы ввода кусковых добавок сопровождаются их выносом в шлаковый покров на поверхности металла, что может приводить к неэффективному использованию дорогостоящего материала и неоднородности его химического состава. Процессы кинетики плавления добавок на границе шлак-металл сталеразливочного ковша на сегодняшний день изучены не достаточно детально. Поэтому задачи исследования тепломассообменных процессов при плавлении добавок на границе шлак-металл в сталеразливочном ковше при внепечной обработке металла актуальны для металлургической практики.

Постановка задачи. Задача определения температурного поля и кинетики плавления тел в расплаве относится к классу задач теплопроводности с подвижными границами раздела фаз, для решения которых применяются, как правило, численные методы. Среди численных методов наиболее универсальным является метод конечных разностей. Довольно эффективна схема, основанная на учете скрытой теплоты плавления по методу Дюзимбера [1]. Метод был применен в одномерной постановке при решении задачи плавления чушкового алюминия при раскислении и доводке стали в сталеразливочном ковше [2], а также для исследования кинетики плавления алюминиевой и порошковой проволоки при вводе в жидкую сталь [3, 4]. Данный метод был применен также при решении двумерной задачи плавления алюминиевого стержня (продольное обтекание цилиндра) с защитным покрытием [5]. Целью представленной статьи является разработка алгоритмов двумерных задач расчета (на основе метода Дюзимбера) кинетики плавления кусковых материалов в расплаве цилиндрической формы при несимметричных граничных условиях. В работе приведено математическое моделирование кинетики плавления тугоплавких материалов (температура плавления материала выше температуры затвердевания расплава и ниже температуры расплава) на межфазной границе шлак-металл.

Результаты работы. Рассмотрим процесс плавления цилиндра из тугоплавкого материала, который расположен на границе шлак-металл. Принимаем, что температуры жидкого металла t_m и жидкого шлака $t_{ш}$ постоянны и выше температуры $t_{пл}$ плавления цилиндра. Принимаем также, что перед всплытием на границу шлак-металл вся поверхность цилиндра не имеет намерзших оболочек шлака и металла.

Распределение температур в цилиндре описывается двумерным уравнением теплопроводности:

$$C(T)\rho(T)\frac{\partial T(r, \vartheta, \tau)}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\lambda(T)r \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \vartheta} \left[\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial \vartheta} \right], \quad (1)$$

$$0 < r < R_0, \quad 0 < \vartheta < \pi,$$

где T – температура, °С; r , ϑ – текущие значения радиуса и угла соответственно; $\rho(T)$, $C(T)$, $\lambda(T)$ – плотность, теплоемкость, теплопроводность материала цилиндра.

Граничные условия. На оси симметрии поперечного сечения цилиндра тепловой поток равен 0, то есть:

$$\frac{\partial t(0, z, \tau)}{\partial r} = 0. \quad (2)$$

На верхней боковой поверхности цилиндра ($0 < \vartheta < \vartheta_0$) происходит конвективный теплообмен с жидким шлаком с заданным коэффициентом $\alpha_{ш}$ теплоотдачи. На нижней боковой поверхности цилиндра ($\vartheta_0 < \vartheta < \pi$) происходит конвективный теплообмен с жидким расплавом с заданным коэффициентом теплоотдачи α_m . Между намерзшими оболочками металла, шлака и поверхностью цилиндра существует идеальный тепловой контакт, т.е. заданы граничные условия IV рода.

Распределение температур в затвердевшей оболочке металла имеет вид:

$$C_m(T)\rho_m(T)\frac{\partial T_m}{\partial \tau} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\lambda_m(T)r\frac{\partial T_m}{\partial r}\right] + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial \vartheta}\left[\lambda_m(T)\frac{\partial T_m}{\partial \vartheta}\right], \quad (3)$$

$$r > R_0, \quad (\vartheta_0 < \vartheta < \pi).$$

Пусть точка P_m принадлежит границе плавления (намерзания) затвердевшей оболочки металла. При этом условие движения границы плавления (намерзания) запишем в виде:

$$\alpha_m(T_m(r, \vartheta, \tau) - t_{nl}^m) - \lambda_m \frac{\partial T_m(P_m)}{\partial \bar{n}} = -\rho_m Q_m W(P_m); T(P_m) = t_{nl}^m. \quad (4)$$

Распределение температур в затвердевшей оболочке шлака описывается аналогичным уравнением теплопроводности:

$$C_{ш}(T)\rho_{ш}(T)\frac{\partial T_{ш}}{\partial \tau} = \frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\lambda_{ш}(T)r\frac{\partial T_{ш}}{\partial r}\right] + \frac{1}{r^2}\frac{\partial}{\partial \vartheta}\left[\lambda_{ш}(T)\frac{\partial T_{ш}}{\partial \vartheta}\right], \quad (5)$$

$$r > R_0, \quad (0 < \vartheta < \vartheta_0).$$

Пусть точка $P_{ш}$ принадлежит границе плавления (намерзания) затвердевшей оболочки шлака. При этом условие движения границы плавления (намерзания) запишем в виде:

$$\alpha_{ш}(T_{ш}(r, \vartheta, \tau) - t_{nl}^{ш}) - \lambda_{ш} \frac{\partial T_{ш}(P_{ш})}{\partial \bar{n}} = -\rho_{ш} Q_{ш} W(P_{ш}); T(P_{ш}) = t_{nl}^{ш}. \quad (6)$$

После завершения периодов намерзания и последующего плавления металлической или шлаковой оболочек происходит подогрев поверхности цилиндра до температуры его плавления $t_{пл}$. На нижней поверхности цилиндра ($\vartheta_0 < \vartheta < \pi$) происходит конвективный теплообмен с жидким металлом с заданным коэффициентом теплоотдачи α_m :

$$\alpha_m[t_m - T(R_0, \vartheta, \tau)] = -\lambda \frac{\partial T(R_0, \vartheta, \tau)}{\partial \bar{n}}, \quad (\vartheta_0 < \vartheta < \pi). \quad (7)$$

На верхней поверхности цилиндра ($0 < \vartheta < \vartheta_0$) происходит конвективный теплообмен с жидким шлаком с заданным коэффициентом теплоотдачи $\alpha_{ш}$:

$$\alpha_{ш}[t_{ш} - T(R_0, \vartheta, \tau)] = -\lambda \frac{\partial T(R_0, \vartheta, \tau)}{\partial \bar{n}}, \quad (0 < \vartheta < \vartheta_0). \quad (8)$$

В качестве начального условия выбирается распределение температур в цилиндре в момент всплытия его на поверхность шлак-металл.

В качестве расчетной области выбрана половина поперечного сечения цилиндра (рис.1). Для решения задачи формируем квадратную координатную сетку. Для этого разобьем рассматриваемую половину сечения вертикальными и горизонтальными линиями, как это показано на рис.1. В итоге получили контрольные объемы с координатами i, j . Значения температур будем определять в центре контрольных объемов. Задаем M_0 – начальное количество узлов по радиусу. В предлагаемом алгоритме расчета используется явная разностная схема. Вводятся матрицы температур $t_{i,j}^n$ и $t_{i,j}^{n+1}$ для (n) и $(n+1)$ временных слоев.

Для учета условия симметрии задаем дополнительный столбец температур $t_{1,j}^n$. Равенство 0 тепловых потоков на оси симметрии учитывается посредством присвоения на каждом временном слое значений температур соответствующих столбцов: $t_{1,j}^n = t_{2,j}^n$. В результате такого подхода все контрольные объемы расчетной области являются внутренними, что существенно упрощает составление программы расчета. Вводятся матрицы теплофизических параметров плотности $\rho_{i,j}^n$, теплопроводности

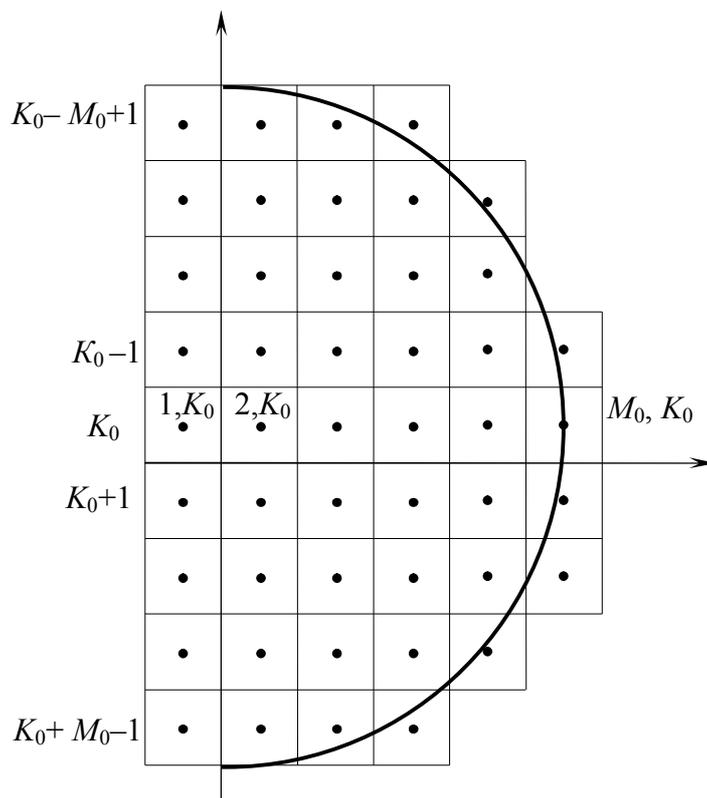


Рисунок 1 – Расчетная область к задаче плавления цилиндра, который расположен на границе шлак-металл

$\lambda_{i,j}^n$ и теплоемкости $c_{i,j}^n$, куда заносятся на каждом временном слое соответствующие значения параметров материала цилиндра и затвердевшего металла в зависимости от температуры.

В данной задаче используется только одно обобщенное уравнение для расчета температур на “ $n+1$ ” временном слое. Оно имеет следующий вид:

$$t_{i,j}^{n+1} = t_{i,j}^n + r_z(t_{i-1,j}^n - t_{i,j}^n) - r_v(t_{i,j}^n - t_{i+1,j}^n) + r_s(t_{i,j-1}^n - t_{i,j}^n) - r_j(t_{i,j}^n - t_{i,j+1}^n). \quad (9)$$

Значение коэффициента r_z (z – ”запад”) определяется по формуле:

$$r_z = \frac{\Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \left(\frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j}^n} + \frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i-1,j}^n} \right)}. \quad (10)$$

Значение коэффициента r_v (v – ”восток”) определяется в зависимости от значения температуры в контрольном объеме с номером $t_{i+1,j}^n$:

$$r_v = \frac{\alpha \cdot \Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \Delta x}, \quad t_{i+1,j}^n = t_{ж}; \quad (11)$$

$$r_v = \frac{\Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \left(\frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j}^n} + \frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i+1,j}^n} \right)}, \quad t_{i+1,j}^n \neq t_{ж}. \quad (12)$$

Значение коэффициента r_s (s – ”север”) определяется в зависимости от значения температуры в контрольном объеме с номером $t_{i,j-1}^n$:

$$r_s = \frac{\alpha \cdot \Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \Delta x}, \quad t_{i,j-1}^n = t_{ж}; \quad (13)$$

$$r_s = \frac{\Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \left(\frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j-1}^n} + \frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j}^n} \right)}, \quad t_{i,j-1}^n \neq t_{ж}. \quad (14)$$

Значение r_j (j – ”юг”) определяется в зависимости от температуры в контрольном объеме с номером $t_{i,j+1}^n$:

$$r_j = \frac{\alpha \cdot \Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \Delta x}, \quad t_{i,j+1}^n = t_{ж}; \quad (15)$$

$$r_j = \frac{\Delta \tau}{\rho_{i,j}^n \cdot c_{i,j}^n \left(\frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j}^n} + \frac{\Delta x^2}{2\lambda_{i,j+1}^n} \right)}, \quad t_{i,j+1}^n \neq t_{ж}. \quad (16)$$

Если контрольный объем с нижней, верхней и правой сторон обтекается расплавом, то r_v , r_s и r_j определяются по формулам (11), (13) и (15) соответственно.

Второе слагаемое в правой части уравнения (9) обозначает приток тепла посредством теплопроводности с левого соседнего контрольного объема с координатами $t_{i-1,j}^n$ в контрольный объем с координатами $t_{i,j}^n$.

Третье слагаемое обозначает поток тепла, ушедшего с контрольного объема с координатами $t_{i,j}^n$ в правый соседний контрольный объем с координатами $t_{i+1,j}^n$. При этом возможен один из 2 способов переноса тепла:

1) теплопроводностью, если $t_{i+1,j}^n$ меньше температуры расплава, значение r_v при этом определяется по формуле (12);

2) конвективным теплообменом с расплавом, если $t_{i+1,j}^n$ равна температуре расплава, значение r_v при этом определяется по формуле (15).

Четвертое слагаемое в правой части уравнения (9) обозначает приток тепла с верхнего соседнего контрольного объема с координатами $t_{i,j-1}^n$ в контрольный объем с координатами $t_{i,j}^n$. При этом также возможен один из 2 способов переноса тепла:

1) теплопроводностью, если $t_{i,j-1}^n$ меньше температуры расплава, значение r_v при этом определяется по формуле (14);

2) конвективным теплообменом с расплавом, если $t_{i,j-1}^n$ равна температуре расплава, значение r_v при этом определяется по формуле (13).

Пятое слагаемое обозначает поток тепла, ушедшего с контрольного объема с координатами $t_{i,j}^n$ в нижний соседний контрольный объем с координатами $t_{i,j+1}^n$. При этом возможен один из 2 способов переноса тепла:

1) теплопроводностью, если $t_{i,j+1}^n$ меньше температуры расплава, значение r_j при этом определяется по формуле (16);

2) конвективним теплообменом с расплавом, если $t_{i,j+1}^n$ равна температуре расплава, значение r_j при этом определяется по формуле (15).

Согласно метода Дюзимбера при намерзании и последующем плавлении оболочки металла и плавлении цилиндра температура поверхностного слоя принимает значение соответствующей температуры плавления (намерзания), т.е. расчет поля температур по формулам (9 – 16) производится с граничными условиями I рода.

Для расчета процесса намерзания и последующего плавления металлической оболочки вычисляется, согласно метода Дюзимбера, избыточная температура:

$$t_u = t_v + r_z(t_{i-1,j}^n - t_v) - r_v(t_v - t_{i+1,j}^n) + r_s(t_{i,j-1}^n - t_v) - r_j(t_v - t_{i,j+1}^n) \quad (17)$$

где t_v – температура нулевой жидкотекучести (выливаемости) металла.

Если значение избыточной температуры t_u меньше температуры нулевой жидкотекучести металла t_v , то на данном временном слое происходит процесс намерзания металла. При этом разность между значением избыточной температуры и температурой нулевой жидкотекучести металла t_v суммируется в счетчиках. Для этих целей введена матрица $cd[i, j]$, в начале расчета ее элементы равны 0. Если через k_1 шагов по времени значение $cd[i, j]$ станет больше отношения теплоты фазового перехода в металле к его теплоемкости, то температура расплава в соседнем контрольном объеме заменяется на температуру нулевой жидкотекучести металла.

Если значение избыточной температуры t_u больше температуры нулевой жидкотекучести металла t_v , то на данном временном слое происходит процесс расплавления намерзшего металла. При этом разность между значением избыточной температуры и температуры нулевой жидкотекучести металла t_v суммируется в счетчиках. Если по истечении k_2 шагов по времени значение $cd[i, j]$ станет больше отношения теплоты фазового перехода в металле к его теплоемкости, то температура $t_{i,j}^n$ в контрольный объем заменяется на температуру расплава.

Аналогично для расчета процесса намерзания и последующего плавления шлаковой оболочки вычисляется, согласно метода Дюзимбера, избыточная температура:

$$t_u = t_{nl}^{uu} + r_z(t_{i-1,j}^n - t_{nl}^{uu}) - r_v(t_{nl}^{uu} - t_{i+1,j}^n) + r_s(t_{i,j-1}^n - t_{nl}^{uu}) - r_j(t_{nl}^{uu} - t_{i,j+1}^n) \quad (18)$$

где t_{nl}^{uu} – температура плавления шлака.

Если значение избыточной температуры t_u меньше температуры плавления шлака t_{nl}^{uu} , то на данном временном слое происходит процесс намерзания шлака. При этом разность между значением избыточной температуры и температуры плавления шлака t_{nl}^{uu} суммируется в счетчиках. Если через k_3 шагов по времени значение $cd[i, j]$ станет больше отношения теплоты плавления в шлаке к его теплоемкости, то температура расплава в соседнем контрольном объеме заменяется на температуру плавления шлака t_{nl}^{uu} .

Если значение избыточной температуры t_u больше температуры плавления шлака t_{nl}^{uu} , то на данном временном слое происходит процесс расплавления намерзшего шлака. При этом разность между значением избыточной температуры и температуры плавления шлака t_{nl}^{uu} суммируется в счетчиках. Если по истечении k_4 шагов по времени значение $cd[i, j]$ станет больше отношения теплоты плавления шлака к его теплоемкости, то температура $t_{i,j}^n$ в контрольном объеме заменяется на температуру шлакового расплава.

Расчет по формулам (9-18) осуществляется для контрольных объемов, температура которых ниже температуры плавления цилиндра. После расчета процесса подогрева цилиндра на данном временном слое производится расчет плавления контрольных объемов в цилиндре, которые прогрелись до температуры плавления. Для каждого контрольного объема, имеющего температуру плавления цилиндра $t_{пл}$, вычисляется избыточная температура:

$$t_u = t_{пл} + r_z (t_{i-1,j}^n - t_{пл}) - r_v (t_{пл} - t_{i+1,j}^n) + r_s (t_{i,j-1}^n - t_{пл}) - r_j (t_{пл} - t_{i,j+1}^n). \quad (19)$$

При этом разность между значением избыточной температуры и температурой плавления цилиндра суммируется в счетчиках. Если по истечении k_5 шагов по времени времени значение $cd[i, j]$ станет больше отношения теплоты фазового перехода в цилиндре к его теплоемкости, то температура $t_{i,j}^n$ в контрольном объеме заменяется на температуру шлакового или металлического расплава. Расчет по данному алгоритму заканчивается при условии, что все контрольные объемы расплавились.

Проведены расчеты кинетики плавления цилиндра из ферросплава ФТи 30. При этом приняты следующие исходные данные:

По добавке

Теплота фазового перехода, кДж/кг	386,0
Теплоемкость, Дж/(кг·К)	681
Плотность, кг/м ³	5860
Теплопроводность твердой фазы, Вт/(м·К)	76,6
Температура ликвидуса, К	1808
Температура солидуса, К	1653
Начальная температура, К	298
Диаметр, мм	5, 25, 50

По расплаву

Температура расплава, К	1873
Температура выливаемости, К	1773
Теплота фазового перехода, кДж/кг	250,0
Теплоемкость твердой фазы, Дж/(кг·К)	710
Теплоемкость жидкой фазы, Дж/(кг·К)	710
Плотность твердой фазы, кг/м ³	7800
Плотность жидкой фазы, кг/м ³	7000
Теплопроводность твердой фазы, Вт/(м·К)	30,0
Теплопроводность жидкой фазы, Вт/(м·К)	24,1
Коэффициент линейного расширения, (К ⁻¹)	0,000011
Кинематическая вязкость, м ² /с	0,0000007

По шлаку

Теплота фазового перехода, кДж/кг	190,0
Теплоемкость, Дж/(кг·К)	1000
Плотность, кг/м ³	3000
Теплопроводность, Вт/(м·К)	2,0
Температура шлака, К	1903
Температура ликвидуса, К	1573
Температура солидуса, К	1563
Начальная температура, К	293
Коэффициент линейного расширения, (К ⁻¹)	0.0000024
Кинематическая вязкость, м ² /с	0,000037.

Расчет коэффициента теплоотдачи в шлаковом расплаве [7]

$$\alpha_{\text{ш}} = \frac{\lambda_{\text{ш}} Nu_{\text{ш}}}{P},$$

где P – характерный размер, $P = \frac{\pi d}{2}$;

$Nu_{\text{ш}}$ – критерий Нуссельта для шлака, $Nu_{\text{ш}} = 2 + 0,45(\text{Gr Pr})^{\frac{1}{4}}$;

Gr – критерий Грасгофа, $\text{Gr} = \frac{\beta \cdot g \cdot P^3 \cdot (t_{\text{ш}} - t_{\text{л.ш.}})}{\nu^2}$;

β – коэффициент линейного расширения, K^{-1} ;

g – ускорение свободного падения ($9,81 \text{ м}^2/\text{с}$);

Pr – критерий Прандтля, $\text{Pr} = \frac{a}{\nu}$;

$a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p}$ – коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$;

ν – кинематическая вязкость.

Расчет коэффициента теплоотдачи в металлическом расплаве [7]

$$\alpha_{\text{м}} = \frac{\lambda_{\text{жм}} Nu_{\text{м}}}{P},$$

где $Nu_{\text{м}}$ – критерий Нуссельта для металлического расплава, $Nu_{\text{м}} = 0,662 \text{Re}^{\frac{1}{2}} \text{Pr}^{\frac{1}{3}}$;

Re – критерий Рейнольда, $\text{Re} = \frac{v_0 P}{\nu}$;

v_0 – скорость обтекания добавки расплавом, $\text{м}/\text{с}$.

Результаты расчетов приведены в табл.1.

Таблица 1 – Результаты расчетов

Диаметр цилиндра, мм	5	25	50
Длительность плавления на границе шлак-металл, сек	5	51	145
Длительность плавления в металлическом расплаве, сек	4	46	140

Выводы. Адекватность предложенного алгоритма расчета подтверждается сравнением результатов вычислительного эксперимента с ранее опубликованными экспериментальными и расчетными результатами одномерных задач плавления для различных материалов. Результаты вычислительного эксперимента позволяют установить рациональные режимы ввода кусковых добавок из различных материалов, обеспечивающие наиболее благоприятные условия для их расплавления в сталеразливочном ковше или ковше-печи. Данная методика расчета процессов плавления материалов в дальнейшем будет дополнена исследованиями процессов конвективного массопереноса расплавленной фазы материалов, т.е. процессами усреднения в объеме расплава.

ЛИТЕРАТУРА

1. Павлюченков И.А. Численное моделирование (на основе метода Дюзимбера) процессов плавления тел в расплаве / И.А.Павлюченков // Математичне моделювання. – 1997. – № 2. – С.37-43.
2. Моделирование процесса плавления чушкового алюминия при раскислении и доводке стали в ковше/ В.А.Вихлевщук, К.Г.Носов, В.Ф.Поляков [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1988. – № 9. – С.31-34.

3. Исследование процесса плавления алюминиевой проволоки при вводе в сталь / В.А.Вихлевщук, И.А.Павлюченко, В.Г.Щербинский [и др.] // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1988. – №2. – С.32-38.
4. Исследование кинетики плавления порошковой проволоки при вводе в жидкую сталь / И.А.Павлюченко, В.А.Вихлевщук, В.И.Тимошпольский [и др.] // Изв. вузов. Энергетика. – 1992. – № 9-10. – С.87-91.
5. Бабенко М.В. Алгоритм расчета (на основе метода Дюзимбера) двухмерной задачи плавления цилиндра в расплаве / М.В.Бабенко, И.А.Павлюченко // Металургійна теплотехніка: Збірник наукових праць Національної металургійної академії України. – Дніпропетровськ: «ПП Грек О.С.». – 2006. – С.3-7.
6. Изучение свойств ферросплавов и лигатур для микролегирования и раскисления стали / В.С.Игнатъев, В.А.Вихлевщук, В.М.Черногрицкий [и др.] // Известия вузов. Черная металлургия. – 1988. – №6. – С.37-42.
7. Ефимов В.А. Разливка и кристаллизация стали / Ефимов В.А. – М.: Металлургия, 1976. – 552с.

УДК 669.18:621.74.047

ГРЕСС А.В., д.т.н., доцент
ОГУРЦОВ А.П., д.т.н., профессор
КАЩЕЕВ М.А., к.т.н., доцент

Днепропетровский государственный технический университет

АЛГОРИТМ РАСЧЕТА КОНЦЕНТРАЦИОННОГО ПОЛЯ ЛИКВИРУЮЩИХ ПРИМЕСЕЙ ПРИ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ СТАЛЬНОЙ НЕПРЕРЫВНОЛИТОЙ ЗАГОТОВКИ

Введение. Практически все служебные характеристики металла связаны с процессом его кристаллизации и предопределяются, в первую очередь, явлением макропериодичности распределения примесей в закристаллизовавшейся стали.

Весьма удачные попытки объяснить появление зональной ликвации массопереносом примесей конвективными потоками жидкого металла предполагают наличие на вершинах дендритов, обращенных к поверхности изоликвидуса, диффузионного пограничного слоя, содержащего повышенное количество ликватов. В то же время, пространственные координаты двухфазной зоны (ДФЗ) при таких исследованиях чаще всего рассчитываются согласно теории квазиравновесной ДФЗ, которая предполагает плавное уменьшение концентрации примесей от поверхности изосолидуса к поверхности изоликвидуса. Возникает закономерный вопрос – каким же образом в приповерхностном слое изоликвидуса возникает диффузионный слой, насыщенный достаточно большим количеством ликватов? Очевидной причиной тому является термокапиллярный перенос примесей [1]. Знание концентрационного поля примесей, ликвирующих при кристаллизации сплава, позволит прогнозировать, а, следовательно, и управлять качеством слитка.

Постановка задачи. Задачей настоящей статьи является детализация методики и алгоритма решения задачи численного моделирования теплового и концентрационного состояния непрерывнолитого блюмового стального слитка [2], разливаемого на криволинейной МНЛЗ.

Результаты работы. При численном моделировании температурного состояния и ликвации примесей при кристаллизации стальной непрерывнолитой заготовки при-

нимались следующие допущения: 1) процесс формирования непрерывнолитой заготовки можно считать установившимся, то есть распределение температуры, химического состава, напряжений и деформаций в поперечном сечении заготовки в любом месте на технологической оси МНЛЗ не зависит от времени; 2) тепловой поток вдоль технологической оси заготовки пренебрежимо мал; 3) расплав обладает определенным интервалом кристаллизации, а температура фазового перехода зависит от концентрации ликвирующих примесей в данной точке, то есть в процессе кристаллизации заготовки в ее теле образуется три зоны: зона твердого металла, зона двухфазного состояния и жидкая фаза; 4) значения теплофизических характеристик металла (удельная теплоемкость, теплопроводность) в твердом состоянии зависят от температуры и химического состава, в жидком – величины постоянные, а в ДФЗ определяются долевым отношением твердой и жидкой фаз, плотность же жидкой фазы зависит от ее химического состава и температуры; 5) диффузией в твердой фазе можно пренебречь, а в жидкой фазе таковая имеет конечную величину; 6) внутренняя граница корки заготовки определяется геометрическим местом расчетных ячеек, в которых доля твердой фазы составляет 80-85%, а граница ДФЗ – при доле твердой фазы 20-25% [1, 2]; 7) ДФЗ представляет собой лес дендритов, направленных к линии изоликвидуса, вследствие малых скоростей движения расплава между ветвями дендритов и небольших градиентов температур в ДФЗ конвективную составляющую и термофильтрацию можно не учитывать; 8) передвижение расплава в пределах ДФЗ вызвано силами капиллярного давления, усадочного происхождения и процессами газовыделения растворенных в стали газов [1, 2]; 9) капиллярное давление зависит от расстояния между ветвями дендритов, меняющегося в зависимости от скорости охлаждения и поверхностного натяжения на границе расплав–кристалл, поверхностное натяжение определяется коэффициентом активности каждой из примесей, зависящим от концентрации в расплаве других примесей; 10) на границе ДФЗ – жидкая фаза происходит мгновенный унос массы примеси с ее последующим усреднением по объему жидкой фазы; 11) поскольку глубина незатвердевшей части непрерывных заготовок во много раз превышает размеры их поперечного сечения и глубину проникновения струи стали, преобладающая часть незатвердевшей области заготовки подвержена конвективному перемешиванию жидких масс, имеющему термогравитационную природу [1, 2]; 11) химические реакции и перитектические превращения, которые могут иметь место при кристаллизации расплава, можно не учитывать ввиду их незначительного влияния [3] в рассматриваемом диапазоне концентраций химических элементов.

Для расчета ликвации примесей использовалась двумерная модель. В качестве расчетной области взята четверть поперечного сечения кристаллизующейся заготовки (рис.1). Такой выбор обусловлен предположением о симметричности процессов, происходящих при формировании заготовки, относительно поперечных осей слитка.

Уравнение теплопроводности для твердой и двухфазной расчетной области тела имеет вид

$$\frac{\partial[(c_m \rho_m - c_{жс} \rho_{жс})\xi + c_{жс} \rho_{жс}]t}{\partial \tau} = \nabla[(\lambda_m - \lambda_{жс})\xi + \lambda_{жс}] \nabla t + L \rho_m \frac{\partial \xi}{\partial \tau}, \quad (1)$$

где ρ_m , $\rho_{жс}$, c_m , $c_{жс}$, λ_m , $\lambda_{жс}$ – соответственно плотность, теплоемкость и теплопроводность твердого и жидкого металла; L – теплота фазового перехода при кристаллизации стали; τ – время процесса; t – температура; ξ – относительное содержание (доля) твердой фазы; индексы «жс» и «m» означают принадлежность величины к жидкой или твердой фазе соответственно.

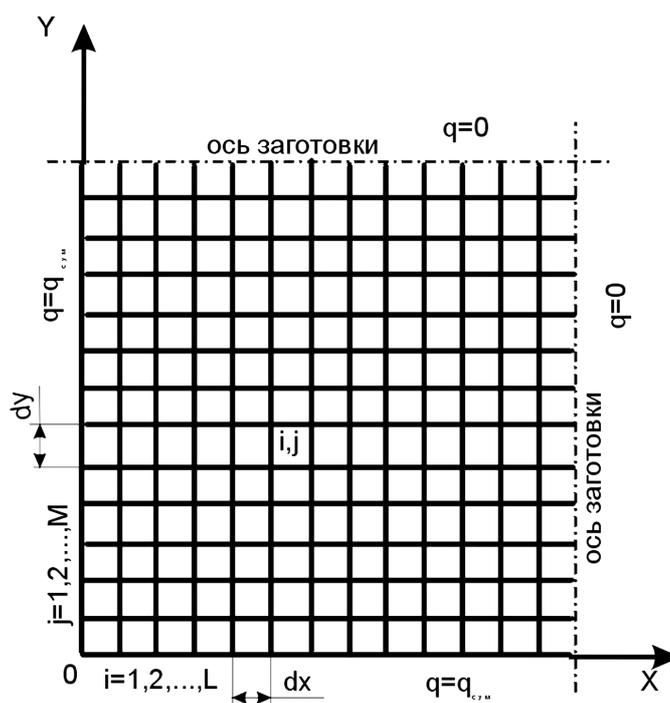


Рисунок 1 – Схема разбиения расчетной области на элементарные ячейки

Уравнение (1) дополнено соответствующими краевыми условиями:

1. Начальные условия: $\tau=0$, $T=T_n$.

2. Граничные условия на осях X и Y поперечного сечения заготовки: $-\lambda \frac{\partial t}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0$,
 $-\lambda \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0$.

3. На поверхности заготовки в пределах кристаллизатора задавались граничные условия второго рода согласно уравнению $q = 2441,92\sqrt{X} - 1722,04X - 197,69\sqrt{[C]} - 90,27 - 166,11[C]$. Здесь X – расстояние расчетной точки от мениска металла по технологической оси МНЛЗ, м, $[C]$ – ковшовая проба по углероду.

4. На границе твердая корка–жидкий металл задавали граничные условия третьего рода. Коэффициент теплоотдачи α в лунке жидкого металла вычисляли по формуле $\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda_{жс}}{l}$. Число Нуссельта Nu при наличии вынужденного движения жидкости, вызванного действием затопленной струи металла, составляло $Nu=5,0+0,021 \cdot Pe$, а в областях жидкой лунки, где таковое отсутствовало, $Nu=0,56 \cdot (Gr \cdot Pr^2)^{0,25}$.

$Gr = \frac{g\beta l^3 \Delta t}{\nu^2}$, $Pr = \frac{\nu}{a_{жс}}$, $Pe = \frac{wl}{a_{жс}}$ – числа соответственно Грасгофа, Прандтля и

Пекле. Здесь ν – кинематическая вязкость стали вблизи температуры солидус; β – коэффициент объемного расширения, зависящий от плотности стали при различной температуре; $a_{жс}$ – температуропроводность жидкости; l – характерный размер, $l=H-2b$ [170] (H и b – соответственно толщина заготовки и корки твердого металла по рассматриваемому направлению перемещения фронта кристаллизации); w – ско-

рость обтекания потоками расплава кристаллизующейся корки. Величину w определяли согласно данным физического и математического моделирования [2].

5. На поверхности заготовки в зависимости от целей исследования принимались граничные условия третьего или первого рода.

Изменение массы (Δm_{ij}) затвердевшего металла в расчетной i, j -й ячейке в интервале температур кристаллизации стали выбранной марки определяется по формуле

$$\Delta m_{ij} = \frac{(c_{ijm}\xi_{ij} + c_{жс}(1 - \xi_{ij})) \cdot (t_{ij}^{n+1} - t_{ij}^n)}{L_{ij} + (c_{жс}t_{ijL} - c_m t_{ijS})}, \quad (2)$$

где индексы S и L означают принадлежность величины к солидусу и ликвидусу соответственно; n – расчетный промежуток времени.

Необходимость применения (2) обусловлена изменением во времени и пространстве кристаллизующейся заготовки концентраций ликвидирующих компонентов, от которых, в свою очередь, зависят значения теплофизических переменных.

В расчетах принято, что температура твердой и жидкой фаз в пределах ДФЗ соответствует температуре солидуса и ликвидуса при текущих концентрациях растворенных в железе химических элементов. Тогда действительная температура в расчетной точке зависит от соотношения долей твердой и жидкой фаз

$$t_{ij}^{n+1} = \frac{t_{ijL} \cdot (1 - \xi_{ij})c_{\alpha} + t_{ijS} \cdot \xi_{ij} \cdot c_{ij\delta}}{c_{ij\delta}\xi_{ij} + c_{\alpha}(1 - \xi_{ij})}. \quad (3)$$

Процесс переноса примеси при кристаллизации заготовки описывается уравнением диффузии примеси вида

$$\frac{\partial C_i}{\partial \tau} = D_{жсi} \nabla((1 - \xi) \nabla C_{жсi}) - \xi V_i \nabla C_{жсi}; C_i = C_{жсi}(1 - \xi) + C_{mi} \xi, \quad (4)$$

где C , V , и D – концентрация, скорость перемещения и коэффициент диффузии i -й примеси соответственно.

Уравнение (4) было дополнено соответствующими начальными и граничными условиями.

1. Начальные условия: $\tau=0$, $C_{жсi} = C_{жсi,0}$, $C_{mi} = 0$, где $C_{жсi,0}$ – начальная концентрация i -го ликвидирующего химического элемента.
2. Граничные условия на осях X и Y поперечного сечения заготовки имеют вид:

$$-D_{жсi} \left. \frac{\partial t}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad -D_{жсi} \left. \frac{\partial t}{\partial y} \right|_{y=0} = 0.$$

Величина V_i находилась согласно уравнению Дарси $V_i = \frac{K \Delta P_{\phi i}}{\mu \cdot l_{\phi}}$, где K – коэф-

фициент проницаемости ДФЗ, $K = \frac{l_1 l_2 (1 - \xi)}{24 \pi c_0^3}$ (здесь c_0 – коэффициент извилистости

капилляров, l_1 и l_2 – расстояние между осями дендритов первого и второго порядка соответственно, $l_1 = 1,241 \cdot 10^{-5} \cdot R_o^{-0,29}$, $l_2 = 8,5 \cdot 10^{-6} \cdot R_o^{-0,466}$; R_o – скорость охлаждения, [2]); μ – коэффициент динамической вязкости фильтрующейся жидкости; l_{ϕ} – длина зоны фильтрации; $\Delta P_{\phi i}$ – перепад давления в зоне фильтрации, отличный для каждой i -й примеси:

$$\Delta P_{\phi i} = \frac{4\sigma_i^{m_{жс}}}{l_1} \pm \rho_0 g H_{жс\tau} \cdot \sin \Theta - (\rho_0 - \rho_l) g l_1, \quad (5)$$

где Θ – угол наклона капилляра к горизонтали; $\sigma_i^{m_{жс}}$ – коэффициент поверхностного натяжения на границе кристалл–расплав; ρ_0 и ρ_l – плотность маточного расплава и расплава, обогащенного примесью, соответственно; g – ускорение свободного падения; $H_{жс\tau}$ – высота столба жидкого металла, зависящая от расположения расчетного сечения на технологической оси МНЛЗ.

Знак перед вторым слагаемым в (5) зависит от расположения капилляра на коротком либо длинном радиусе МНЛЗ.

Определение количества ликвидирующих элементов в твердой и жидкой фазах в $n+1$ -й момент времени в ij -й элементарной ячейке производился для каждой примеси с использованием балансовых уравнений $C_{mij}^{n+1} = C_{mij}^n \cdot m_{mij}^n + K_{эф} \cdot C_{жij}^n \Delta m_{ij}$ и $C_{жij}^{n+1} = C_{спij}^n \cdot m_{ij} - C_{mij}^{n+1}$, где $K_{эф}$ – эффективный коэффициент распределения примеси [1, 2], индекс $сп$ – среднее содержание примеси.

Одним из наиболее простых и надежных методов является метод контрольного объема [4]. Главной особенностью метода является возможность получения разностных схем второго порядка точности как внутри расчетной области, так и на границе.

Уравнение баланса теплоты записывали в неявной разностной форме, предварительно расщепив тепловые потоки по направлениям X и Y . Такая форма записи удобна для применения метода прогонки [4].

Алгоритм расчета температурного поля при кристаллизации заготовки следующий.

В расчетной области (рис.1) шаг по координате X определяется в виде $\Delta x = \frac{l_x}{(L-1)}$, по координате Y соответственно $\Delta y = \frac{l_y}{(M-1)}$, где l_x, l_y – половина длины граней заготовки; L, M – соответственно задаваемое количество расчетных узлов.

Запишем уравнения баланса теплоты в направлении X .

Уравнения баланса теплоты для контрольных объемов с координатами:

- $i=L, 1 \leq j \leq M$:

$$\Delta x \Delta y \rho_{Lj}^n c_{Lj}^n \frac{t_{Lj}^{n+1/2} - t_{Lj}^n}{\Delta \tau} = -\Delta y \lambda_{Lj}^n \frac{t_{Lj}^{n+1/2} - t_{L-1j}^{n+1/2}}{\Delta x}; \quad (6)$$

- $1 < i < L, 1 < j < M$:

$$\Delta x \Delta y \rho_{ij}^n c_{ij}^n \frac{t_{ij}^{n+1/2} - t_{ij}^n}{\Delta \tau} = -\Delta y \lambda_{ij}^n \frac{t_{ij}^{n+1/2} - t_{i-1j}^{n+1/2}}{\Delta x} - \Delta y \lambda_{ij}^n \frac{t_{ij}^{n+1/2} - t_{i+1j}^{n+1/2}}{\Delta x}; \quad (7)$$

- $i=1, 1 \leq j \leq M$:

$$\Delta x \Delta y \rho_{1j}^n c_{1j}^n \frac{t_{1j}^{n+1/2} - t_{1j}^n}{\Delta \tau} = -\Delta y \lambda_{1j}^n \frac{t_{2j}^{n+1/2} - t_{1j}^{n+1/2}}{\Delta x} - \Delta y \alpha^n (t_{1j}^{n+1/2} - t_{cp}), \quad (8)$$

где t_{cp} – температура среды.

Запишем уравнения баланса теплоты в направлении Y .

Уравнения баланса теплоты для контрольных объемов с координатами:

$$-j=M, 1 \leq i \leq L: \quad \Delta x \Delta y \rho_{iM}^n c_{iM}^n \frac{t_{iM}^{n+1/2} - t_{iM}^n}{\Delta \tau} = -\Delta x \lambda_{iM}^n \frac{t_{iM}^{n+1/2} - t_{iM-1}^{n+1/2}}{\Delta y}; \quad (9)$$

- $1 < j < M, 1 < i < M$:

$$\Delta x \Delta y \rho_{ij}^n c_{ij}^n \frac{t_{ij}^{n+1/2} - t_{ij}^n}{\Delta \tau} = -\Delta x \lambda_{ij}^n \frac{t_{ij-1}^{n+1/2} - t_{ij}^{n+1/2}}{\Delta y} - \Delta x \lambda_{ij}^n \frac{t_{ij}^{n+1/2} - t_{ij+1}^{n+1/2}}{\Delta y}; \quad (10)$$

- $j=1, 1 \leq i \leq L$:

$$\Delta x \Delta y \rho_{i1}^n c_{i1}^n \frac{t_{i1}^{n+1/2} - t_{i1}^n}{\Delta \tau} = -\Delta x \lambda_{i1}^n \frac{t_{i2}^{n+1/2} - t_{i1}^{n+1/2}}{\Delta y} - \Delta x \alpha^n (t_{i1}^{n+1/2} - t_{cp}). \quad (11)$$

1. Рассчитываем температуру в направлении X . Для этого уравнения баланса теплоты (6)-(8) представляем в виде

$$A_i t_{i-1,j}^{n+1/2} + B_i t_{i,j}^{n+1/2} + C_i t_{i+1,j}^{n+1/2} = -F_i, \quad 2 \leq i \leq L-1, 1 \leq j \leq M, \quad (12)$$

где $A_i = \frac{\lambda_{i,j}^n \Delta \tau}{\Delta x^2 \rho_{i,j}^n c_{i,j}^n}$; $C_i = A_i$; $B_i = 1 - A_i - C_i$; $F_i = t_{i,j}^n$.

Если $i=1$, тогда

$$A_1 = 0, C_1 = \frac{\lambda_{1j} \Delta \tau}{\Delta x^2 \rho_{1j}^n c_{1j}^n}, B_1 = 1 - C_1, F_1 = t_{1j}^n - \alpha^n \frac{(t_{1j}^{n+1/2} - t_{cp})}{\Delta x \rho_{1j}^{n+1/2} c_{1j}^{n+1/2}} \Delta \tau. \quad (13)$$

Если же $i=L$, тогда

$$A_L = \frac{\lambda_{Lj} \Delta \tau}{\Delta x^2 \rho_{Lj}^n c_{Lj}^n}, C_L = 0, B_L = 1 - A_L, F_L = t_{Lj}^n. \quad (14)$$

В контрольных ячейках, расположенных на границе раздела закристаллизовавшегося металла и жидкой стали, значение F_i находится следующим образом:

$$F_1 = t_{1j}^n - \alpha_M^n \frac{(t_{ij}^{n+1/2} - t_{i+1j}^{n+1/2})}{\rho_{ij}^{n+1/2} c_{ij}^{n+1/2} \Delta x} \Delta \tau. \quad (15)$$

Прогночные коэффициенты $\alpha_{i+1}, \beta_{i+1}$ при $i=2,3,\dots,L-1$ составляют

$$\alpha_{i+1} = -\frac{C_i}{\alpha_i A_i + B_i}; \quad \beta_{i+1} = \frac{F_i - \beta_i A_i}{\alpha_i A_i + B_i}. \quad (16)$$

Значения α_2, β_2 находим следующим образом:

$$\alpha_2 = -\frac{C_1}{B_1}; \quad \beta_2 = \frac{F_1}{B_1}. \quad (17)$$

Температуры $t_{ij}^{n+1/2}$ определяем так:

$$t_{Lj}^{n+1/2} = \frac{F_L - \beta_L A_L}{B_L + A_L \alpha_L}, t_{ij}^{n+1/2} = \alpha_{i+1} t_{i+1j}^{n+1/2} + \beta_{i+1}, i = L-1, L-2, \dots, 1. \quad (18)$$

2. Расчет температуры в направлении Y производим по формулам, аналогичным (12)-(18):

$$A_j t_{i,j-1}^{n+1} + B_j t_{i,j}^{n+1} + C_j t_{i,j+1}^{n+1} = -F_j, 2 \leq j \leq M-1, 1 \leq i \leq L, \quad (19)$$

где

$$A_j = \frac{\lambda_{ij}^{n+1/2} \Delta \tau}{\Delta y^2 \rho_{ij}^{n+1/2} c_{ij}^{n+1/2}}; C_j = A_j; B_j = 1 - A_j - C_j; F_j = t_{ij}^{n+1/2}. \quad (20)$$

Если $j=1$, тогда

$$A_1 = 0, C_1 = \frac{\lambda_{i1}^{n+1/2} \Delta \tau}{\Delta y^2 \rho_{i1j}^{n+1/2} c_{i1}^{n+1/2}}, B_1 = 1 - C_1, F_1 = t_{i1}^{n+1/2} - \alpha^n \frac{(t_{1j}^{n+1/2} - t_{cp})}{\Delta x \rho_{i1}^{n+1/2} c_{i1}^{n+1/2}} \Delta \tau \quad (21)$$

Если же $j=M$, тогда

$$A_j = \frac{\lambda_{ij}^{n+1/2} \Delta \tau}{\Delta y^2 \rho_{ij}^{n+1/2} c_{ij}^{n+1/2}}; C_j = 0; B_j = 1 - A_j; F_j = t_{ij}^{n+1/2}. \quad (22)$$

В контрольных ячейках, расположенных на границе раздела закристаллизовавшегося металла и жидкой стали, значение F_j находим так:

$$F_j = t_{ij}^{n+1/2} - \alpha_M^n \frac{(t_{ij}^{n+1} - t_{ij+1}^{n+1})}{\rho_{ij}^{n+1} c_{ij}^{n+1} \Delta y} \Delta \tau. \quad (23)$$

Прогночные коэффициенты $\alpha_{j+1}, \beta_{j+1}$ при $j=2,3,\dots,M-1$:

$$\alpha_{j+1} = -\frac{C_j}{\alpha_j A_j + B_j}; \beta_{j+1} = \frac{F_j - \beta_j A_j}{\alpha_j A_j + B_j}. \quad (24)$$

Значения α_2, β_2 находим по формулам (17).

Температуры t_{ij}^{n+1} определяем так:

$$t_{iM}^{n+1} = \frac{F_M - \beta_M A_M}{B_M + A_M \alpha_M}, t_{ij}^{n+1} = \alpha_{j+1} t_{ij+1}^{n+1} + \beta_{j+1}, j = M-1, M-2, \dots, 1. \quad (25)$$

При расчете поля температур в ДФЗ будут найдены так называемые «избыточные» температуры, необходимые для расчета изменения массы затвердевшего или рас-

плавившегося металла согласно уравнению (2). Истинные же температуры в таких контрольных объемах определяются по уравнению (3).

Порядок расчета ликвации примесей при формировании стального слитка следующий.

Вначале рассчитываем ликвацию растворенных элементов по поперечному сечению непрерывной заготовки, происходящую в результате фильтрационных процессов и дендритной ликвации. Для элементарной ячейки количество примеси в затвердевшем объеме металла и в его жидкой фазе определяется с учетом текущего значения эффективного коэффициента распределения. Для расчета длины зоны фильтрации l_ϕ в программу вводился дополнительный модуль, позволяющий производить проверку доли твердой фазы в элементарных ячейках, находящихся на прямой линии, проходящей через расчетную ячейку и совпадающей с вектором градиента температур.

Расчет скорости фильтрации примесей производился с расщеплением по направлениям. Поэтому длину зоны фильтрации в направлении X рассчитывали по формуле

$$l_\phi^X = \sqrt{((L_{\max} - L_{\min})\Delta x)^2 + ((M_{\max} - M_{\min})\Delta y)^2} \cdot \cos\left(\arctg \frac{M - j}{L - i}\right), \quad (26)$$

а в направлении Y – по формуле

$$l_\phi^Y = \sqrt{((L_{\max} - L_{\min})\Delta x)^2 + ((M_{\max} - M_{\min})\Delta y)^2} \cdot \sin\left(\arctg \frac{M - j}{L - i}\right), \quad (27)$$

где $(L_{\max} - L_{\min})\Delta x$ и $(M_{\max} - M_{\min})\Delta y$ – длина зоны фильтрации по направлениям X и Y соответственно без учета направления вектора градиента температур.

Скорость фильтрации примесей в направлении X рассчитывали так:

$$V_{ij}^X = \frac{K\Delta P}{\mu l_\phi^X} \cos\left(\arctg \frac{M - j}{L - i}\right), \quad (28)$$

а в направлении Y :

$$V_{ij}^Y = \frac{K\Delta P}{\mu l_\phi^Y} \sin\left(\arctg \frac{M - j}{L - i}\right). \quad (29)$$

Зная распределение поля скоростей фильтрации по сечению заготовки, определяли новые значения концентраций ликвирующих элементов в расчетных узлах сетки

$$C_{жij}^{n+1} = C_{жij}^n + \frac{\Delta\tau}{2(1 - \xi_{ij}^n)} \left(\begin{aligned} & \left(\frac{\left(C_{жi-1j}^n (1 - \xi_{i-1j}^n) + C_{жij}^n (1 - \xi_{ij}^n) \right) \cdot (V_{ij}^n + V_{i-1j}^n) - \left(C_{жi+1j}^n (1 - \xi_{i+1j}^n) + C_{жij}^n (1 - \xi_{ij}^n) \right) \cdot (V_{ij}^n + V_{i+1j}^n)}{\Delta x} + \right. \\ & \left. + \frac{\left(C_{жij-1}^n (1 - \xi_{ij-1}^n) + C_{жij}^n (1 - \xi_{ij}^n) \right) \cdot (V_{ij}^n + V_{ij-1}^n) - \left(C_{жij+1}^n (1 - \xi_{ij+1}^n) + C_{жij}^n (1 - \xi_{ij}^n) \right) \cdot (V_{ij}^n + V_{ij+1}^n)}{\Delta y} \right) \end{aligned} \right) \cdot (30)$$

Массоперенос в ДФЗ посредством диффузии рассчитываем с использованием следующего алгоритма.

В расчетной области (рис.1) шаг по координате X определяется в виде $\Delta x = \frac{l_x}{(L-1)}$, по координате Y соответственно $\Delta y = \frac{l_y}{(M-1)}$, где l_x, l_y – половина длины соответственно граней заготовки; L, M – соответственно, задаваемое количество расчетных узлов.

Запишем уравнения баланса примесей в направлении X .

Уравнения баланса примесей для контрольных объемов с координатами:

- $i=L, 1 \leq j \leq M$:

$$\Delta x \Delta y \frac{C_{L,j}^{n+1/2} - C_{L,j}^n}{\Delta \tau} = -\Delta y D_{L,j}^n \frac{C_{L,j}^{n+1/2} - C_{L-1,j}^{n+1/2}}{\Delta x}; \quad (31)$$

- $1 < i < L, 1 < j < M$:

$$\Delta x \Delta y \frac{C_{i,j}^{n+1/2} - C_{i,j}^n}{\Delta \tau} = -\Delta y D_{i,j}^n \frac{C_{i-1,j}^{n+1/2} - C_{i,j}^{n+1/2}}{\Delta x} - \Delta y D_{i,j}^n \frac{C_{i,j}^{n+1/2} - C_{i+1,j}^{n+1/2}}{\Delta x}; \quad (32)$$

- $i=1, 1 \leq j \leq M$:

$$\Delta x \Delta y \frac{C_{l,j}^{n+1/2} - C_{l,j}^n}{\Delta \tau} = \Delta y D_{l,m}^n \frac{C_{2,j}^{n+1/2} - C_{l,j}^{n+1/2}}{\Delta x}, \quad (33)$$

где C и D – концентрация и коэффициент диффузии i -й примеси соответственно.

Запишем уравнения баланса примесей в направлении Y .

Уравнения баланса примесей для контрольных объемов с координатами:

- $j=M, 1 \leq i \leq L$:

$$\Delta x \Delta y \frac{C_{i,M}^{n+1/2} - C_{i,M}^n}{\Delta \tau} = -\Delta x D_{i,M}^n \frac{C_{i,M}^{n+1/2} - C_{i,M-1}^{n+1/2}}{\Delta y}; \quad (34)$$

- $1 < j < M, 1 < i < M$:

$$\Delta x \Delta y \frac{C_{i,j}^{n+1/2} - C_{i,j}^n}{\Delta \tau} = -\Delta x D_{i,j}^n \frac{C_{i,j-1}^{n+1/2} - C_{i,j}^{n+1/2}}{\Delta y} - \Delta x D_{i,j}^n \frac{C_{i,j}^{n+1/2} - C_{i,j+1}^{n+1/2}}{\Delta y}; \quad (35)$$

- $j=1, 1 \leq i \leq L$:

$$\Delta x \Delta y \frac{C_{i,1}^{n+\frac{1}{2}} - C_{i,1}^n}{\Delta \tau} = \Delta x D_{i,1}^n \frac{C_{i,2}^{n+\frac{1}{2}} - C_{i,1}^{n+\frac{1}{2}}}{\Delta y}. \quad (36)$$

Алгоритм расчета ликвационного поля кристаллизующейся заготовки состоит в следующем.

1. Рассчитываем распределение примесей в направлении X .

Для этого уравнения баланса примесей (31)-(33) представляем в виде

$$A_i C_{i-1,j}^{n+1/2} + B_i C_{i,j}^{n+1/2} + C_i C_{i+1,j}^{n+1/2} = -F_i, \quad 2 \leq i \leq L-1, \quad 1 \leq j \leq M, \quad (37)$$

где

$$A_i = \frac{D_{i,j}^n \Delta \tau}{\Delta x^2}; \quad C_i = A_i; \quad B_i = 1 - A_i - C_i; \quad F_i = C_{i,j}^n. \quad (38)$$

Если $i=1$, тогда

$$A_1 = 0, \quad C_1 = \frac{D_{1,j}^n \Delta \tau}{\Delta x^2}, \quad B_1 = 1 - C_1; \quad F_1 = C_{1,j}^n. \quad (39)$$

Если же $i=L$, тогда

$$A_i = \frac{D_{i,j}^n \Delta \tau}{\Delta x^2}; \quad C_i = 0; \quad B_i = 1 - A_i; \quad F_i = C_{i,j}^n. \quad (40)$$

В контрольных ячейках, расположенных на границе раздела закристаллизовавшегося металла и жидкой стали, значение F_i находится следующим образом:

$$F_i = C_{i,j}^n. \quad (41)$$

Прогночные коэффициенты $\alpha_{i+1}, \beta_{i+1}$ при $i=2,3,\dots,L-1$ составляют

$$\alpha_{i+1} = -\frac{C_i}{\alpha_i A_i + B_i}; \quad \beta_{i+1} = \frac{F_i - \beta_i A_i}{\alpha_i A_i + B_i}. \quad (42)$$

Значения α_2, β_2 находим следующим образом:

$$\alpha_2 = -\frac{C_1}{B_1}; \quad \beta_2 = \frac{F_1}{B_1}. \quad (43)$$

Концентрации $C_{i,j}^{n+1/2}$ определяем так:

$$C_{L,j}^{n+1/2} = \frac{F_L - \beta_L A_L}{B_L + A_L \alpha_L}; \quad (44)$$

$$C_{i,j}^{n+1/2} = \alpha_{i+1} C_{i+1,j}^{n+1/2} + \beta_{i+1}, \quad i = L-1, L-2, \dots, 1. \quad (45)$$

2. Расчет концентрации в направлении Y производим по формулам, аналогичным (37)-(45):

$$A_j C_{i,j-1}^{n+1} + B_j C_{i,j}^{n+1} + C_j C_{i,j+1}^{n+1} = -F_j, \quad 2 \leq j \leq M-1, \quad 1 \leq i \leq L, \quad (46)$$

где

$$A_j = \frac{D_{i,j}^{n+1/2} \Delta \tau}{\Delta y^2}; \quad C_j = A_j; \quad B_j = 1 - A_j - C_j; \quad F_j = C_{i,j}^{n+1/2}. \quad (47)$$

Если $j=1$, тогда

$$A_1=0, C_1 = \frac{D^{n+1/2} i_{i,1} \Delta \tau}{\Delta y^2}, B_1=1-C_1; F_1=C_{i,1}^{n+1/2}. \quad (48)$$

Если же $j=M$, тогда

$$A_j = \frac{D^{n+1/2} i_{i,j} \Delta \tau}{\Delta y^2}; C_j=0; B_j=1-A_j; F_j=C_{i,j}^{n+1/2}. \quad (49)$$

В контрольных ячейках, расположенных на границе раздела закристаллизовавшегося металла и жидкой стали, значение F_j находим следующим образом:

$$F_j=C_{i,j}^{n+1/2}. \quad (50)$$

Прогоночные коэффициенты $\alpha_{j+1}, \beta_{j+1}$ при $j=2,3,\dots,M-1$:

$$\alpha_{j+1} = -\frac{C_j}{\alpha_j A_j + B_j}; \beta_{j+1} = \frac{F_j - \beta_j A_j}{\alpha_j A_j + B_j}. \quad (51)$$

Значения α_2, β_2 находим по формулам (43).

Концентрации $C_{i,j}^{n+1}$ определяем так:

$$C_{i,M}^{n+1} = \frac{F_M - \beta_M A_M}{B_M + A_M \alpha_M}; \quad (52)$$

$$C_{i,j}^{n+1} = \alpha_{j+1} C_{i,j+1}^{n+1} + \beta_{j+1}, \quad j = M-1, M-2, \dots, 1. \quad (53)$$

В последующих итерациях вновь определяли температурное поле сечения заготовки, рассчитывали концентрации ликватов в затвердевающей фазе, поле скоростей фильтрации и т.д.

Выводы. С использованием приведенной методики успешно решена и прошла проверку на адекватность реальным условиям в условиях блюмовой криволинейной МНЛЗ ДМК [2] задача расчета концентрационного поля ликвирующих примесей при кристаллизации стальной непрерывнолитой заготовки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ефимов В.А. Разливка и кристаллизация стали / Ефимов В. А. – М.: Металлургия, 1976. – 552с.
2. Огурцов А.П. Непрерывное литье стали / А.П.Огурцов, А.В.Гресс. – Днепропетровск: Системные технологии, 2002. – 675с.
3. Математическое описание кристаллизации слитка с учетом фазовых превращений / В.Т.Борисов, В.В.Виноградов, И.Л.Тяжелникова [и др.] // Непрерывное литье стали: сб. науч. тр. – М.: Металлургия, 1976. – Вып. 3. – С.6-19.
4. Беляев Н.М. Применение методов элементарных тепловых балансов к решению задач теплопроводности со сложными граничными условиями / Н.М.Беляев, И.Н.Манусов, И.К.Каримов. – Днепропетровск: ДГУ, 1985. – 128с.

Дніпродзержинський державний технічний університет

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ АКТИВАЦІЇ НА ЯКІСТЬ ФОРМУВАЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ

Вступ. Одним з найбільш економічних методів формоутворення металевих виробів є отримання заготовок литвом. При цьому відходи металу у стружку у 1,5...2,0 рази менші, ніж при виготовленні деталей з поковок або прокату. До того ж близько 30% загального випуску виливків за масою використовують у промисловості без механічної обробки. Разом з тим у ливарному виробництві, в силу його технологічних особливостей, брак виробів знаходиться на найбільш високому рівні порівняно з іншими видами металообробки. Близько 50% всього браку виливків прямо або опосередковано пов'язано з якістю формувальних матеріалів та сумішей.

Питаннями удосконалення процесів сумішеприготування і контролю властивостей формувальних матеріалів та сумішей постійно займаються науково-дослідні та технологічні установи, промислові підприємства. Розроблені та впроваджені нові формувальні суміші та технологічні процеси їх приготування, але ці розробки дуже часто ефективно діють лише в умовах конкретних виробництв і не завжди дають очікувані результати при запровадженні в інших виробничих умовах.

Постановка задачі. Якість виливків багато в чому залежить від властивостей форми в холодному і нагрітому станах. В холодному стані об'ємна міцність форми визначає геометричну точність виливків, а поверхнева – відсутність засмічень.

Важливою властивістю, що характеризує міцність холодної форми, є довговічність – стабільність об'ємної та поверхневої міцності форми на протязі заданого технологічного циклу. Міцність у нагрітому стані при заливанні металом повинна забезпечувати відсутність ужимин і деформації форми (стабільність геометричних розмірів виливків), ерозійну стійкість (відсутність засмічень), вогнетривкість (відсутність пригару). Міцністю форми в значній мірі визначається якість литва і працездатність його виготовлення, так як дефекти з вини форми в середньому складають 40-60% загального обсягу, а працездатність ущільнення і вибивання – 60-80% від загальної працездатності виготовлення форми.

До одного з перспективних напрямків вдосконалення технології сумішеприготування з урахуванням сучасного стану з енергоносіями та запасами високоякісних формувальних матеріалів в Україні слід віднести розширення обсягів використання формувальних та стрижневих сумішей, що твердіють без нагріву (ХТС). Їх перевагами є мінімальна робота з ущільнення, твердіння при температурі оточуючого середовища, а також висока точність форм та стрижнів і можливість широкого регулювання їх технологічними властивостями з урахуванням вимог конкретного виробництва. Однак широке впровадження ХТС стримується їх підвищеною залишковою міцністю, яка значно підвищує працездатність операцій з вибивки виливків.

Усунення вказаних недоліків можливе при застосуванні різних методів активації вихідних компонентів сумішей.

Результати роботи. Аналогічно міцності металевих виробів міцність формувальних сумішей має три рівня:

І мікрорівень – молекулярний та субмолекулярний, визначається хімічною природою зв'язуючих композицій, їх зв'язками на межі наповнювача. Геометричні параметри системи лежать в межах 1-100 нм;

II мікрорівень характеризується мікроструктурою зв'язуючого, його розподілом між зернами піску, особливостями структурування зв'язуючих у сполученні з наповнювачами у процесі змішування, ущільнення, зміцнювання, нагрівання та охолодження. Геометричні параметри системи 1-500 нм;

III – макрорівень, на якому оцінюють міцність форми з урахуванням конструкції опоки, каркасу та іншої оснастки. Для оцінки застосовують методи з теорії міцності для будівельних та конструкційних матеріалів. Геометричні параметри системи 1-50,0 мм для зразків суміші і до 10 м для форми.

Аналіз структурно-механічних властивостей сумішей показує суттєвий вплив на них різних методів активації [1...8]. Враховуючи особливості механізму формування міцності даних сумішей з різних методів активації перевага була надана хімічним [4]. За рахунок хімічних методів активації підвищується реакційна спроможність компонентів суміші, що дозволяє суттєво скоротити кількість зв'язуючої композиції при збереженні тих же значень показників властивостей.

Для виявлення ефективності впливу на властивості суміші кількості та якості введених активаторів була вибрана базова суміш наступного складу (% за масою): кварцовий пісок – 97,0; глина – 3,0; їдкий натр – 1,0... 1,5; рідке скло – 5,0...6,0. Властивості базової суміші вказаного складу характеризуються наступними параметрами:

- тимчасовий опір стисненню вологих зразків ($\sigma_{ст}$) – 0,013...0,018 МПа;
- тимчасовий опір розтягнення сухих зразків ($\sigma_{розт.}$) – 0,4...0,5 МПа;
- обсипальність (О) – до 0,5%;
- робота вибивання (А) – 480...500 Дж;
- газопроникність (Г) – ≥ 100 ;
- вологість (W) – 2,2...2,8%.

При проведенні досліджень як активуючий домішок застосовувалась оброблена СДБ (ОСДБ). Для економії високоякісного піску використовували повернення рідкоскляних сумішей.

На першому етапі дослідження проводили з використанням методів математичного планування експерименту. За параметр оптимізації була вибрана робота вибивання зразків суміші. Перемінними факторами прийнято кількість введених компонентів: рідкого скла (X_1), їдкого натру (X_2), обробленої СДБ (X_3), повернення рідкоскляної суміші (X_4).

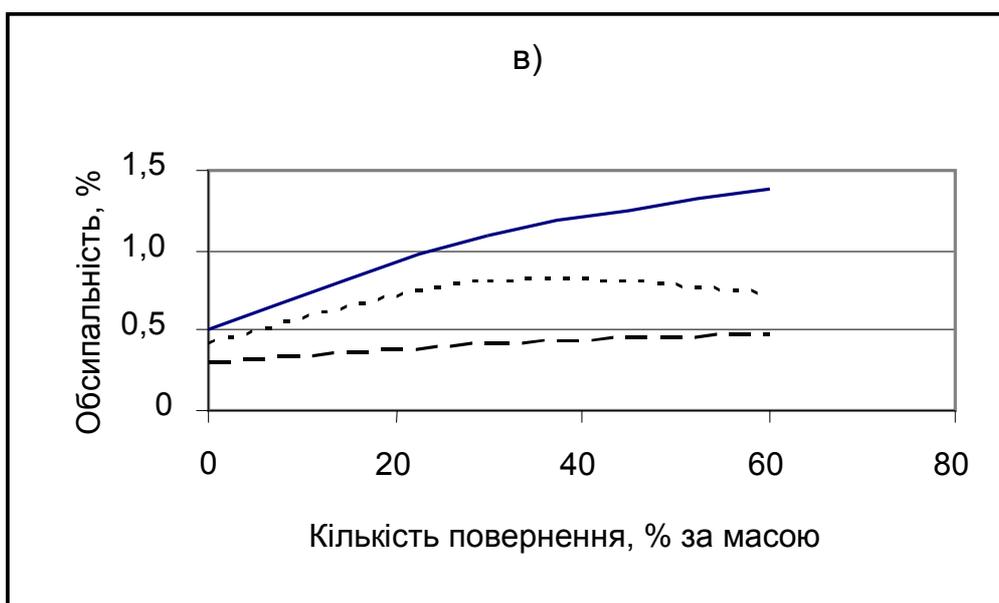
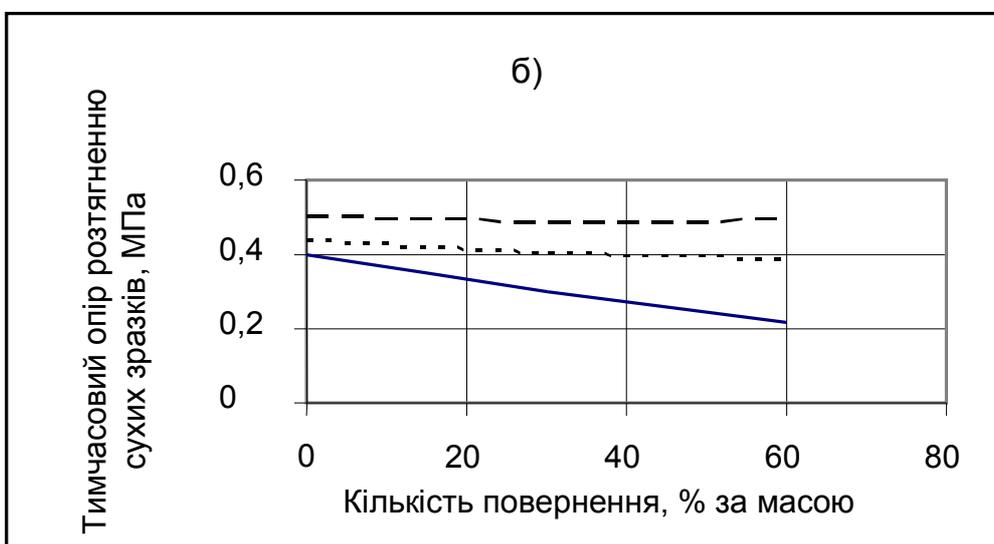
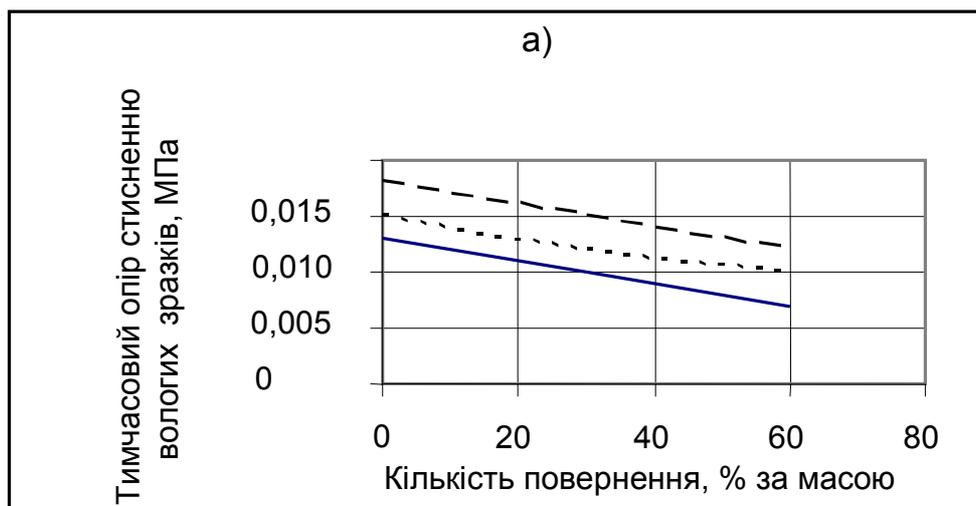
На основі стандартної методики була розроблена матриця планування експерименту дрібної репліки 2^{4-1} . За результатами досліджень були визначені коефіцієнти регресії та побудована математична модель, яка характеризує вплив цих матеріалів на роботу вибивання суміші і описується рівнянням:

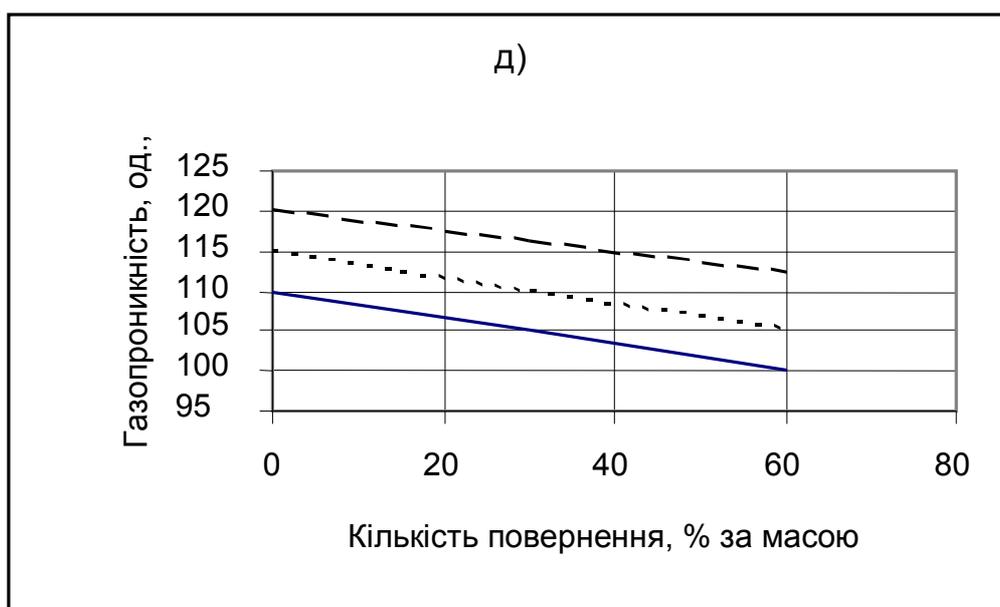
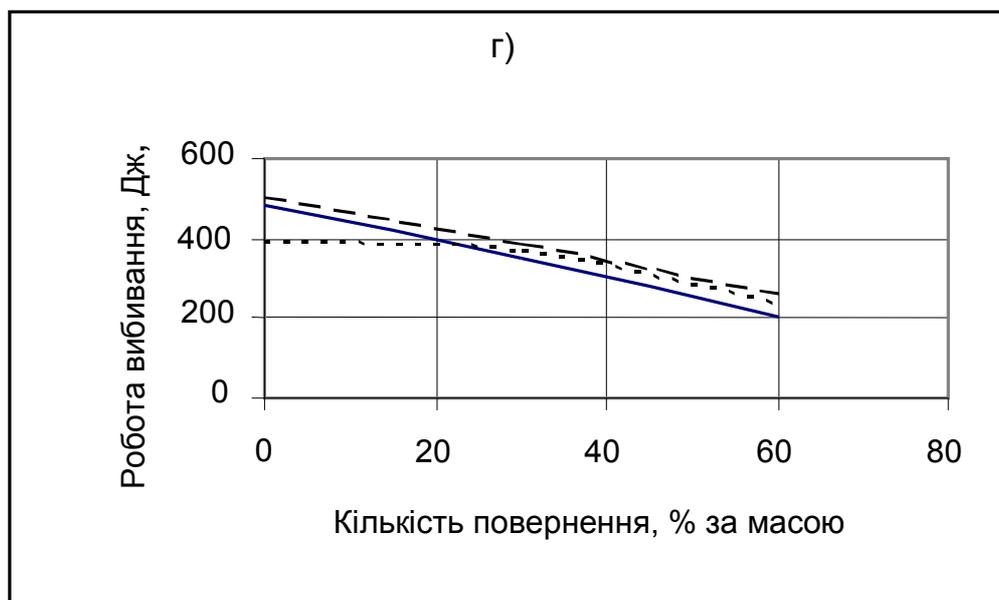
$$Y = 66,875 + 8,625 X_1 + 1,125 X_2 - 4,625 X_3 - 9,625 X_4 + 1,875 X_5 X_2 + 0,375 X_2 X_6 + 1,125 X_2 X_3.$$

За результатами аналізу рівняння з урахуванням визначених коефіцієнтів регресії та накладених технологічних обмежень були заплановані більш широкі дослідження впливу таких компонентів, як повернення рідкоскляної суміші та рідкого скла на фізико-механічні та технологічні властивості базової суміші.

В ході виконання досліджень на другому етапі змінювали кількість введених в базову суміш складових (в % за масою): повернення рідкоскляної суміші – від 0,0 до 60,0 через 5,0; рідкого скла – від 3,0 до 5,0 через 1,0. Вміст інших компонентів фіксували на значеннях (в % за масою): кварцовий пісок – до 97,0; глина – 2,5...3,0; їдкий натр – 0,5... 1,0; ОСДБ – 1,5...2,0.

Залежності властивостей суміші від вмісту цих компонентів наведені на рис. 1.





- а) – тимчасовий опір стисненню вологих зразків;
- б) – тимчасовий опір розтягненню сухих зразків;
- в) – обсипальність;
- г) – роботу вибивання;
- д) – газопроникність

Рисунок 1 – Вплив кількості рідкоскляного повернення (при вмісті рідкого скла в % за масою: ----- – 5%; - - - - - – 4%; _____ – 3%) на властивості дослідних сумішей

Аналіз результатів досліджень показав, що використання рідкоскляного повернення у складі піщано-рідкоскляних сумішей, які зміцнюються за CO₂ – процесом, можливе при введенні для відновлення властивостей рідкого скла, яке знаходиться у від-

працьованій суміші у вигляді плівок і пиловидної фракції, обробленої СДБ. Оброблена СДБ (ОСДБ) при перемішуванні з зернами піску утворює на поверхні зерен тонкий прошарок рідкого силікату натрію, який сприяє підвищенню сил зчеплення між зернами піску та рідким склом. Введення до складу суміші обробленої СДБ сприяє переходу кремнезема у активний стан, що дозволяє знизити витрати рідкого скла і тим самим зменшити роботу вибивання.

Після детального аналізу отриманих результатів, врахування ефективності використання рідкоскляного повернення замість високоякісного піску, вартості матеріалів та особливостей їх попередньої обробки, для промислових випробувань було рекомендовано дослідну суміш наступного складу (% за масою): рідкоскляне повернення – 30,0...50,0; кварцовий пісок – 47,0...67,0; ОСДБ – 1,5... 2,0; рідке скло – 3,0...4,0. Дослідна суміш характеризується наступними параметрами:

- тимчасовий опір стисненню вологих зразків – 0,013...0,018 МПа;
- тимчасовий опір розтягнення сухих зразків – 0,4...0,5 МПа;
- обсіпальність – до 0,5%;
- робота вибивання – 250...300 Дж;
- газопроникність – ≥ 100 ;
- вологість – 2,2...2,8%.

Показники основних технологічних параметрів дослідної суміші лежать в межах, що регламентуються відповідними вимогами, при значно меншому вмісті свіжого піску і більш низьких показниках роботи вибивання.

Позитивні результати випробовування дослідного складу суміші у виробничих умовах дали можливість рекомендувати їх для промислового впровадження.

Висновки. Результати проведених досліджень показали можливість заміни високоякісного піску поверненням рідкоскляної суміші за рахунок використання для активації ОСДБ. Враховуючи, що рідкоскляне повернення як відходи виробництва накопичується у багатьох ливарних цехах і його необхідно утилізувати, впровадження методів активації буде сприяти зменшенню витрат високоякісних вихідних матеріалів, зниженню собівартості продукції та поліпшенню екологічного стану навколишнього середовища.

ЛІТЕРАТУРА

1. Берг П.П. Формовочные материалы / Берг П.П. – М.: Машгиз, 1963. – 268с.
2. Васин Ю.П. Полистирольные термопластичные связующие для форм и стержней / Ю.П.Васин, В.Х.Каршенштейн, Г.Г.Цайзер // Литейное производство. – 1979. – № 4. – С.10-14.
3. Бречко А.А. Формовочные и стержневые смеси с заданными свойствами / А.А.Бречко, Г.Ф.Великанов – Л.: Машиностроение, 1980. – 215с.
4. Бречко А.А. Смеси и технология их приготовления для машиностроения / Бречко А.А. – Л.: ЛДНТП, 1975. – 31с.
5. Сварика А.А. Формовочные материалы и смеси / Сварика А.А. – К.: Техніка, 1983. – 144с.
6. Формовочные материалы и смеси / С.П.Дорошенко, В.П.Авдокушин, К.Русин, И.Мацашек. – К.: Вища школа - Прага: СНТЛ, 1990. – 415с.
7. Лясс А.М. Быстротвердеющие формовочные смеси / Лясс А.М. – М.: Машиностроение, 1965.–179с.

8. Борсук П.А. Жидкие самотвердеющие смеси / П.А.Борсук, А.М.Лясс – М.: Машиностроение, 1979. – 255с.
9. Гандзюк М.П.. Основи охорони праці / Гандзюк М.П., Желібо Є.П., Халімовський М.О. – К.: Каравела, 2004. – 408с.

УДК 621.791.753.9

ПУЧКОВ В.Н., доцент
ДАВИДЮК А.В., бакалавр

Днепродзержинский государственный технический университет

ВЛИЯНИЕ СВАРОЧНОГО ПРОЦЕССА НА ХАРАКТЕР ИСТЕЧЕНИЯ И ЭФФЕКТИВНОСТЬ ГАЗОВОЙ ЗАЩИТЫ ПРИ АРГОНОДУГОВОЙ СВАРКЕ НИКЕЛЯ

Введение. В работе [1] представлено теоретическое обоснование скорости и характера истечения аргона из сопла сварочных горелок различных конструкций. В ней показано, что для того, чтобы обеспечить эффективную защиту сварочной ванны при аргонодуговой сварке металлов, склонных к порообразованию, необходимо применять сварочную горелку со специальным устройством ввода аргона в сопло в виде обоймы заполненной пористым веществом. Наличие такой обоймы обеспечит для горелки с цилиндрическим соплом диаметром 17 мм при расходе аргона до 10 л/мин скорость его истечения порядка 1,5 м/с с ламинарным характером защитной струи. В качестве пористого вещества можно использовать набивку в виде тонкой витой проволоки. Однако приведенные в работе [1] расчетные данные динамики струи защитного газа, истекающего из сопла сварочных горелок различных конструкций, получены без учета влияния параметров сварочного процесса на скорость и характер течения газа. При сварке, когда защитный газ нагревается до высокой температуры и температура распределяется по сечению струи неравномерно, в газовой струе возникают конвективные потоки, которые могут нарушить ламинарный режим течения газа, а следовательно и эффективность газовой защиты.

Постановка задачи. Целью данной работы является определение влияния нагрева защитного газа теплом сварочной дуги и некоторых параметров сварочного процесса (таких как вылет электрода, расход аргона, влияние окружающей атмосферы и т.д.) на характер течения и эффективность газовой защиты сварочной ванны при аргонодуговой сварке никеля.

Результаты работы. Согласно критерию Рейнольдса при постоянном сечении сопла характер течения газа зависит от скорости истечения и кинематической вязкости газа. Зная температуру нагрева защитного газа при сварке, изменение коэффициента кинематической вязкости при нагреве газа и начальную скорость истечения газа из сопла, можно рассчитать число Рейнольдса для течения газа при сварке.

Если при нормальных условиях (газ сухой, $P_H = 1$ атм., $T = 0^\circ\text{C}$) известна скорость истечения газа, то при рабочих условиях её можно определить по формуле

$$V_p = V_H \frac{T}{273} \frac{P_H}{P_p}, \quad (1)$$

где T – абсолютная температура газа, K ;

P_n – давление газа при нормальных условиях, $P_n = 101,32 \text{ кПа}$;

P_p – давление газа при рабочих условиях, Па ;

V_n – скорость истечения газа при нормальных условиях, м/с .

Принимая температуру аргона при сварке равную 330°C [2], т.е. температуру внешней границы защитной струи, от характера течения которой зависит в основном качество защиты зоны сварки, а значения скорости истечения и рабочее давление при истечении из сопла для каждой конструкции горелки из работы [1] табл.1, можно определить скорость течения аргона при сварке на границе струи при температуре окружающей среды, равной 20°C по формуле:

$$V_p = V_n \frac{273+330}{273+20} \frac{P_n}{P_p}. \quad (2)$$

Результаты расчета скорости истечения аргона при сварке для разных конструкций горелок приведены в табл.1.

Таблица 1 – Расчётные скорости истечения аргона при сварке из горелок различных конструкций

Наименование горелки	Диаметр сопла, мм	Рабочее давление в горелке, Па	Скорость истечения при нормальных условиях, м/с	Скорость истечения при сварке, м/с
Тип «а»	17	102111	24,2	49,42
Тип «б»	17	101450	9,4	19,32
Тип «в»	17	101352	1,44	2,96

Результаты расчетов показали, что при сварке происходит увеличение скорости течения аргона примерно в 2 раза по сравнению со скоростью его течения при комнатной температуре, равной 20°C . Однако по данным работ [3] коэффициент кинематической вязкости аргона при 330°C и 760 мм.рт.ст равен $47,3 \times 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$. Используя формулу для определения критерия Рейнольда, можно сделать вывод о характере течения струи защитного газа в атмосфере при сварке

$$Re = \frac{d \cdot V_p}{\nu}, \quad (3)$$

где d – диаметр струи газа в атмосфере, м ;

V_p – скорость истечения аргона из сопла горелки при сварке, м/с ;

ν – коэффициент кинематической вязкости аргона при сварке, $\text{м}^2/\text{с}$.

Результаты расчёта критерия Рейнольдса приведены в табл.2, причём критическое число Рейнольдса для течения свободной струи аргона в воздушной атмосфере принято согласно работы [4] равным $Re_{кр} = 1100$.

Таблица 2 – Расчётные значения числа Рейнольдса для течения аргона при сварке для горелок различных конструкций

Наименование горелки	Расход аргона, л/мин	Скорость течения струи аргона при сварке, м/с	Расчётное значение числа Рейнольдса	Характер течения аргона при сварке
Тип «а»	10	49,42	17760	$Re > Re_{кр}$ турбулентный
Тип «б»	10	19,32	6940	$Re > Re_{кр}$ турбулентный
Тип «в»	10	2,96	1060	$Re < Re_{кр}$ ламинарный

Расчёты показывают, что сварочный процесс не оказывает влияния на характер течения защитного газа в воздушной атмосфере. В случае, если истечение газа происходило в ламинарном режиме, например для горелки типа «в», ламинарный характер течения газа в воздушной атмосфере сохранился и при сварке. Это объясняется тем, что увеличение скорости течения газа при сварке компенсируется увеличением его вязкости при нагреве.

Эти теоретические рассуждения были проверены визуальными наблюдениями за характером истечения струи газа и течением его в воздушной атмосфере. Для этого аргон подкрашивали в белый цвет путём пропускания его через сосуд с легко испаряющимся жидким четырёххлористым титаном $TiCl_4$.

Пары $TiCl_4$ вместе с аргоном поступали в горелку и затем при взаимодействии с влагой, содержащейся в воздухе, образовывали белый дым, представляющий собой мельчайшие частицы TiO_2 . Это давало возможность видеть струю выходящего газа из сопла и получать представление о характере её течения в воздушной атмосфере.

Визуальные наблюдения показали, что из горелок типа «а» и «б» аргон выходит в турбулированном состоянии с сильными завихрениями, вызывающими перемешивание аргона с воздухом. Из горелки типа «в» поток аргона представляет собой плотную струю, выходящую с приблизительно равными по сечению скоростями течения газа, без завихрений, т.е. ламинарно. Кроме того, визуальные наблюдения показали, что длина ламинарной струи гораздо больше, чем турбулированных струй и в результате тормозящего действия воздушной атмосферы ламинарное течение газа на определенном расстоянии от среза сопла переходит в турбулентное. При этом ламинарная струя приобретает вид расширяющегося факела с сильными завихрениями газа. Возможность видеть струю аргона, выходящую из сопла горелок, позволяет замерить расстояние от среза сопла до завихрения потока, т.е. длину ламинарного участка струи и её диаметр, в котором аргон не перемешивается с воздухом. В работе эти измерения производили металлической линейкой с ценой деления 1 мм. Длину ламинарного участка струй, вытекающих из рассматриваемых типов горелок, определяли в зависимости от расхода аргона. Зависимость изменения длины потока аргона с ламинарным течением от расхода аргона для различных типов горелок представлена на рис.1, из которого видно, что при увеличении расхода аргона от 5 до 60 л/мин для горелок типа «а» и «б» длина ламинарного участка в потоке аргона уменьшается. Для сварки ламинарный участок в турбулентной струе не представляет интереса, так как его длина не превышает 20 мм при расходе аргона 5 л/мин. Кроме того, визуально наблюдается усиление турбулентности потока при увеличении расхода аргона. Иное дело с горелкой типа «в». При уве-

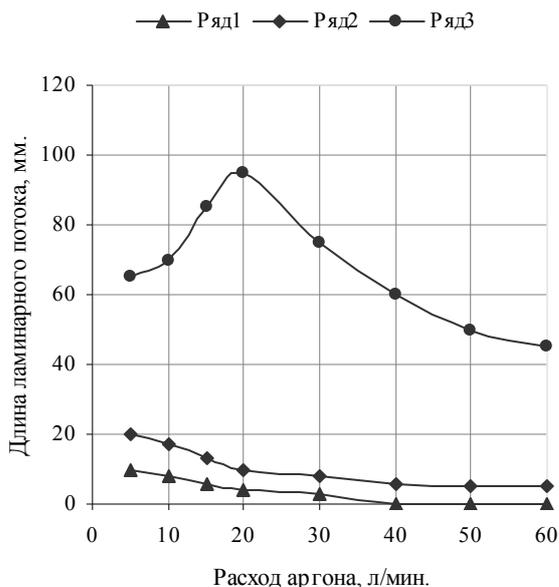
личении расхода аргона от 5 до 20 л/мин длина ламинарного участка в струе увеличивается от 65 до 95 мм и при дальнейшем увеличении расхода начинает снижаться до 40 мм при расходе аргона 60 л/мин. Таким образом, горелка типа «в» позволяет в широких пределах изменять расход аргона при сварке, и сварочная ванна с учётом вылета электрода всегда будет защищена газовым потоком с ламинарным характером его течения.

Для окончательной оценки качества газовой защиты, создаваемой различными типами сварочных горелок, использовали аргонодуговую сварку неплавящимся вольфрамовым электродом образцов из титана марки БТ-1 толщиной 2 мм и шириной 60 мм. Применение титана в качестве образцов обосновывалось тем, что он является хорошим индикатором. Находясь в расплавленном состоянии или нагретым до температуры свыше 600°C, титан активно поглощает кислород и азот воздуха, попадающие в зону сварки. При незначительной концентрации этих газов в защитной атмосфере поверхность швов титана после их остывания приобретает различные цвета от светло-голубого до серого. При хорошей защите инертным газом (аргоном, гелием) поверхность швов на титане имеет серебристый цвет [5].

Критерием эффективности газовой защиты служила величина или диаметр защитной зоны. Схема сварки образцов для определения защитной зоны представлена на рис.2. Диаметр защитной зоны определяли по расстоянию от точки остановки электрода до границы перехода «неокисленного шва» (серебристый цвет) в «окисленный» (светло-голубой, синий и др.). С целью исключения влияния сварщика на эффективность защиты образцы сваривали автоматом АДСВ-2 без подачи присадочной проволоки на постоянном токе прямой полярности. Силу тока, напряжение на дуге и скорость сварки для всех образцов использовали одинаковыми. Отключение аргона производили через 5 минут после сварки в результате чего образцы остывали до температуры 350...400°C в защитной струе.

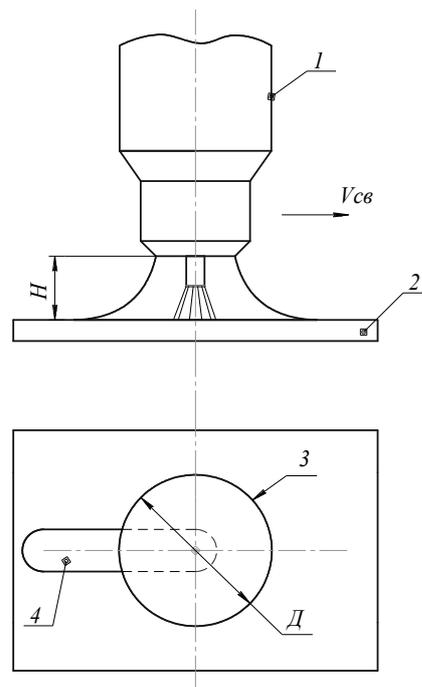
Влияние вылета электрода или расстояние от сопла горелки до свариваемого металла на величину защитной зоны при расходе аргона 10 л/мин показано на рис.3. Анализируя представленные данные видно, что для горелок типа «а» и «б» увеличение расстояния от сопла горелок до свариваемого металла приводит к резкому уменьшению диаметра защитной зоны и при расстоянии около 15 мм защита сварного шва почти полностью отсутствует. Применение горелки типа «в», создающей ламинарное истечение аргона из сопла, позволяет значительно увеличить диаметр защитной зоны, причём с увеличением расстояния до 15...20 мм диаметр защитной зоны увеличивается до 30 мм, а при расстоянии 25...30 мм защитная зона немного уменьшается до 25 мм. Это является весьма важным преимуществом горелки типа «в», так как она позволяет выполнить процесс сварки с большим вылетом электрода без ухудшения качества защиты, лучше видеть сварщику зону сварки и благодаря этому получать качественные сварные швы, а так же производить сварку в труднодоступных местах.

Влияние расхода аргона на величину защитной зоны представлены на рис.4, причём расстояние от сопла до свариваемого металла составляет 15 мм, что соответствует минимально возможному вылету электрода при сварке. Представленные данные показывают, что горелки типа «а» и «б» не позволяют получать какую-либо защищенную зону сварного шва независимо от величины расхода аргона. При сварке горелкой типа «в» можно в широких пределах (от 5 до 25 л/мин) варьировать расход защитного газа, сохраняя при этом высокое качество защиты и удовлетворительные технологические условия процесса сварки. Наибольшая защитная зона для горелки типа «в» соответствует расходу аргона 15 л/мин.



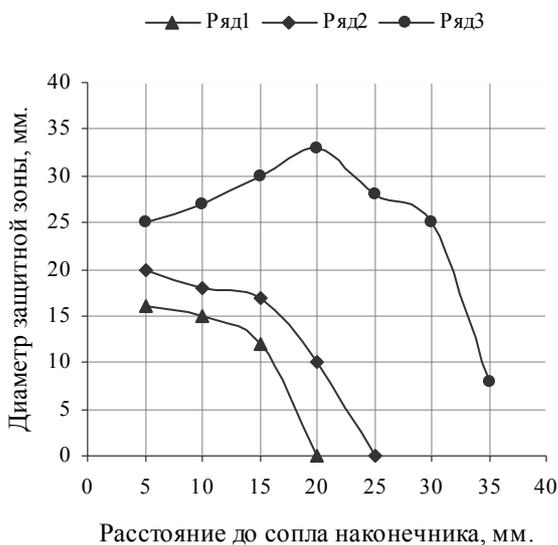
- 1 – стандартный наконечник (тип «а»);
- 2 – модифицированный наконечник (тип «б»);
- 3 – специальный наконечник (тип «в»)

Рисунок 1 – Влияние расхода аргона на длину ламинарного потока



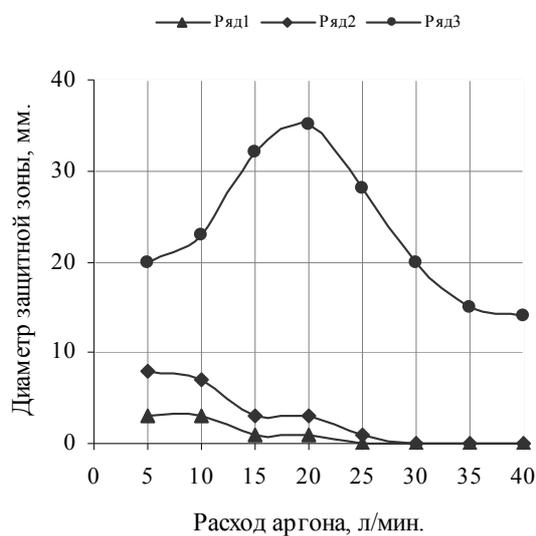
- 1 – сварочная горелка; 2 – образец;
- 3 – защитная зона; 4 – окисленная зона;
- H – расстояние от сопла до свариваемого металла; D – диаметр защитной зоны

Рисунок 2 – Схема сварки образцов для определения защитной зоны



- 1 – стандартный наконечник (тип «а»);
- 2 – модифицированный наконечник (тип «б»);
- 3 – специальный наконечник (тип «в»)

Рисунок 3 – Влияние расстояния от сопла горелки на величину защитной зоны



- 1 – стандартный наконечник (тип «а»);
- 2 – модифицированный наконечник (тип «б»);
- 3 – специальный наконечник (тип «в»)

Рисунок 4 – Влияние расхода аргона на величину защитной зоны

Выводы. В результате работы установлено, что сварочный процесс не влияет на характер истечения защитного газа из сопла горелки. Ламинарный режим характерный для горелки типа «в» в нормальных условиях соблюдается и во время процесса сварки. При аргонодуговой сварке никеля, для обеспечения эффективной газовой защиты сварочной ванны, необходимо применять сварочную горелку со специальным устройством ввода аргона в сопло в виде обоймы, заполненной пористым веществом. В качестве пористого вещества можно использовать набивку из тонкой витой проволоки. Такая конструкция горелки обеспечивает эффективную газовую защиту в широком диапазоне изменения расхода защитного газа от 5 до 20 л/мин и изменение расстояния от сопла горелки до свариваемого металла от 15 до 30 мм. Это позволит улучшить маневренность горелки за счёт увеличения вылета электрода, наблюдение за процессом сварки и производить сварку в труднодоступных местах, сохраняя при этом высокое качество защиты зоны сварки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Пучков В.Н. Влияние конструкции сопла на скорость и характер истечения аргона из сварочной горелки / В.Н.Пучков, А.В.Давидюк // Сборник научных трудов ДГТУ(технические науки). – Днепропетровск: ДГТУ. – 2009. – Выпуск 2(12). – С.21-25.
2. Демянцевич В.П. Влияние эффективности газовой защиты на пористость металла швов при автоматической сварке алюминиевых сплавов плавящимся электродом / В.П.Демянцевич, А.А.Сафронов // Сборник статей „Сварка”. – Издательство «Судо-строение». – 1967. – №10. – С.27-31.
3. Основные свойства газов при высоких температурах: Справочник / Физматгиз, 1964. – 485с.
4. Borland I.C., Hull W.G. Manual «Open Air» welding of reactive metals // British Welding Journal, 1958. – № 9. – С.41-43.
5. Шоршоров М.Х. Сварка титана и его сплавов / М.Х.Шоршоров, Г.В.Назаров – М.: Машгиз, 1960. – 136с.