

Численные исследования теплопередачи в двухпоточной погружной фурме для десульфурации чугуна магнием

Е.Л. МАСТЕРОВЕНКО, Е.Н. СИГАРЕВ, А.Г. ЧЕРНЯТЕВИЧ, К.И. ЧУБИН

Днепродзержинский государственный технический университет

Выполнено численное моделирование подогрева защитного газа (азот) в двухпоточной погружной фурме, обеспечивающей вдувание в чугун диспергированного магния в потоке азота, заключенного в кольцевую оболочку защитного газа.

Виконано чисельне моделювання підігріву захисного газу (азот) в двохпоточній фурмі занурення, яка забезпечує вдування до чавуну диспергованого магнію в потоці азоту при наявності кільцевої оболонки захисного газу.

It has been worked out the numeral modeling of protective gas (nitrogen) warming up in the double-flow plunged lance, providing dispersed magnesium blowing-in into the iron in nitrogen flow, contained in a circular cover of protective gas.

Введение. В настоящее время для вдувания в жидкий чугун диспергированного магния в потоке газ-носителя (азот, аргон, природный газ), повсеместно используются фурмы с испарительной камерой (рис. 1, а), разработанные сотрудниками Института черной металлургии (ИЧМ) им. З.И.Некрасова Национальной академии наук Украины [1, 2]. Данная конструкция обеспечивает предварительное взаимодействие вдуваемого диспергированного магния с поверхностью жидкого чугуна в пределах нижней части испарителя с последующим выходом за его пределы парообразной смеси магния с нейтральным или восстановительным газом в виде пузырей. Благодаря удалению торца металлической трубки от поверхности расплава предотвращается при условии оптимальной скорости ввода магния заваривание выходного сопла брызгами металла и снижается интенсивность настылеобразования на внутренней поверхности испарителя.

Признавая высокую эффективность процесса десульфурации чугуна вдуванием диспергированного магния через фурмы с испарителем колоколообразной формы (рис. 1, а) авторы [3, 4] указывают на возникающие при реализации процесса проблемы: трудности в обслуживании большой по размерам фурмы; небольшой темп подачи магния, чтобы избежать прорыва паров магния на поверхность расплава; снижение наполняемости чугуном обычных ковшей; более высокая стоимость фурмы.

Из зарубежных разработок, обеспечивающих вдувание диспергированного магния, необходимо отметить разработанный институтом ИРСИД (Франция) [5] способ инжектирования магния через прямоточную фурму с двумя концентрическими каналами и сменным наконечником (рис. 1, б). Конструкция фурмы обеспечивала увеличение скорости газа в периферийном канале до сверхзвуковой, что сокращало или исключало контакт частиц магния со стенками канала и предохраняло срез сопла от заваривания. Недостатком разработанной ИРСИД фурмы (рис. 1, б), по сравнению с фурмой с испарительной камерой (рис. 1, а), являлся высокий расход газа-носителя (до $180 \text{ нм}^3/\text{ч}$), низкая концентрация реагента в газопорошковой струе и малая стойкость наконечника фурмы (12-25 обработок).

Постановка задачи. Поскольку отмеченные конструкции фурм (рис. 1) не позволяют обеспечить расре-

доточный ввод десульфуратора в расплав и спокойный характер обработки чугуна в полностью заполненных заливочных ковшах при расходе магния свыше 9 кг/мин , то представлялось целесообразным разработать конструкцию многосопловой погружной фурмы, которая была бы лишена указанных недостатков.

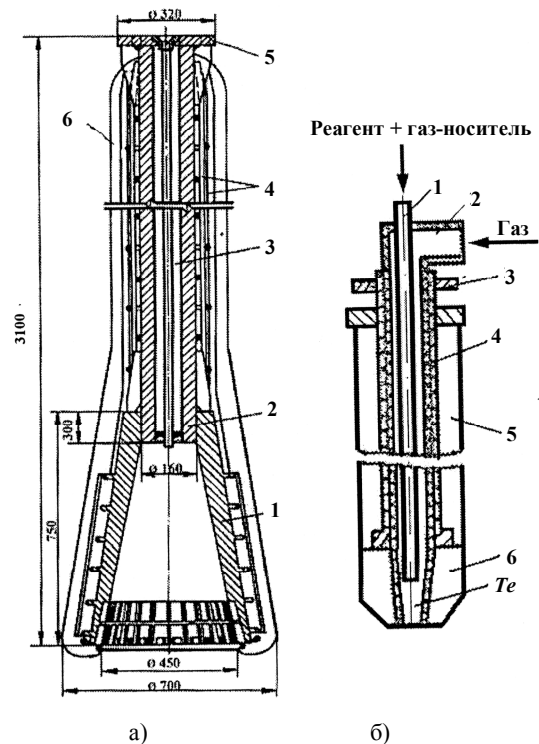


Рис. 1. Фурма с испарительной камерой (а) и прямоточная ИРСИД-фурма (б):

а) 1 – литая испарительная камера; 2 – несущая труба; 3 – канал; 4 – стальная арматура; 5 – фланец; 6 – огнеупорная футеровка.

б) 1 – трубка для вдувания реагента; 2 – внешняя труба; 3 – поддерживающее кольцо; 4 – жесткая арматура; 5 – огнеупорная футеровка; 6 – съемный наконечник; 7 – зона перемешивания двух потоков.

В предложенной конструкции (рис. 2) двухпоточной погружной фурмы диспергированный магний в потоке несущего азота подается по центральной трубе к сменному многосопловому (2-4 сопла типа „труба в трубе“) наконечнику, обеспечивающему рассредоточенное вдувание газопорошковых струй в объем жидкого чугуна. При этом обеспечивается истечение газопорошковых струй в кольцевой оболочке защитного газа (азота), который подогревается за счет тепла чугуна до определенной температуры в трубопроводе, уложенном витками (змеевик) по внешней стороне стальной арматуры фурмы, заключенной в огнеупорную футеровку.

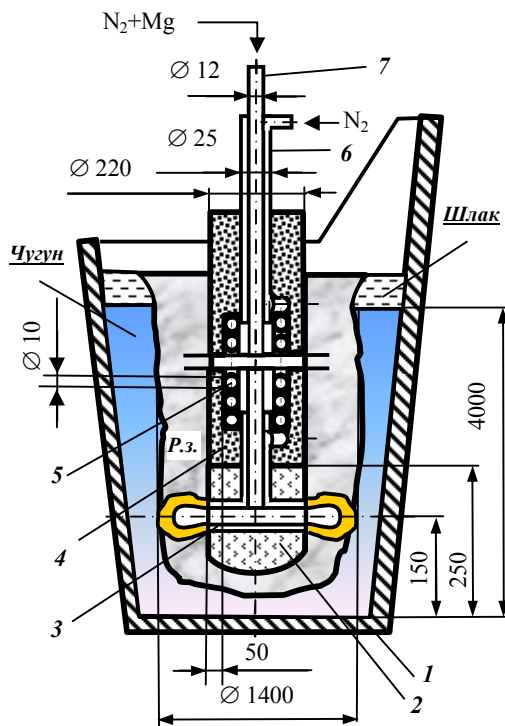


Рис. 2. Схема предложенной конструкции двухпоточной погружной фурмы: 1 – заливочный ковш; 2 – съемный наконечник фурмы; 3 – сопла типа „труба в трубе“; 4 – огнеупорная футеровка; 5 – змеевик; 6 – внешняя труба; 7 – труба для вдувания реагента.

Такой способ продувки чугуна с использованием фурмы (рис. 2) должен способствовать:

- сокращению времени обработки расплава и обеспечению спокойного характера продувки при более интенсивном инжестировании диспергированного магния;
- предотвращению заваривания сопел фурмы при уменьшенном расходе технологических газов;
- ликвидации изгиба фурмы и повышению стойкости огнеупорной футеровки, особенно на границе металл-шлак, за счет значительного съема тепловой нагрузки с наружной поверхности погружаемого продувочного устройства.

Для реализации предложенного технического решения в промышленных условиях важно знать место целесообразного размещения змеевикового трубопровода; температурное поле в фурме на протяжении всего цикла обработки чугуна; изменение температуры газа в

фурме на пути движения в змеевике; длину змеевиковой трубы и количество ее витков, которые обеспечат оптимальную температуру подогрева азота.

Анализ данных по температурному режиму работы погружных фурм при внепечной обработке чугуна с точки зрения максимального теплосъема (охлаждения), свидетельствует в пользу предложенного технического решения, с размещением п-витков трубопровода на определенном расстоянии от наружной трубы фурмы.

Учитывая предлагаемую схему (рис. 3) размещения п-витков трубопровода без зазоров с постоянным радиусом изгиба по окружности поле температур в фурме принимаем трехмерным. Для движущихся в центральной трубе азота с порошкообразным реагентом, кольцевом канале и змеевике – чистого азота, принимаем поле температур одномерным с размещением системы координат вдоль оси трубы.

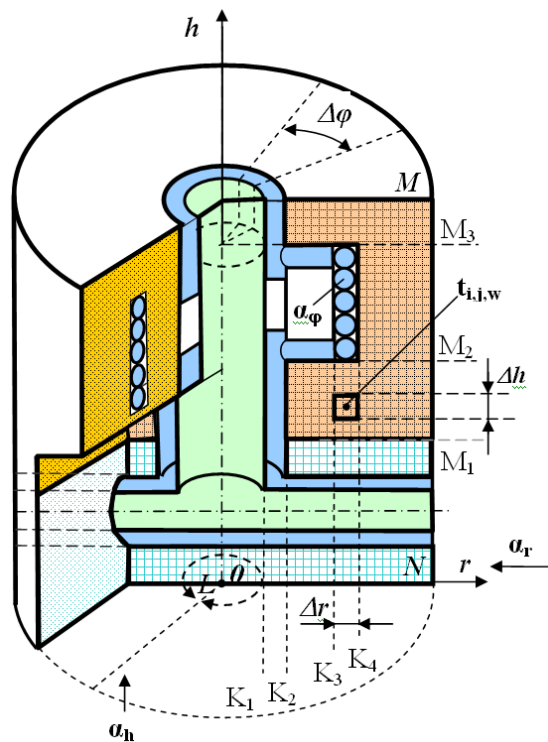


Рис. 3. Схема расчетной области температурного поля $t_{i,j,w}$ конечно-элементной разбивки фурмы.

Направления теплового потока: по радиусу $i=0, K..N$; по высоте $j=0..M$; по окружности $w=1..L$. Пространственные координаты r, h, φ : $r_i = i \cdot \Delta r$; $h_j = j \cdot \Delta h$; $\varphi_w = w \cdot \Delta \varphi$, где Δr , Δh , $\Delta \varphi$ – шаги сетки по координатам соответственно.

Расчет проводили при следующих допущениях:

- ствол фурмы является осесимметричным телом, по геометрии конструкции – полым круглым цилиндром;
- настель на поверхности фурмы отсутствует;
- в силу формы исследуемого объекта и характера его тепловых нагрузок задача решается в криволинейной системе координат цилиндрического типа в трехмер-

ной постановке (область решения показана на рис. 3) методом элементарных тепловых балансов;

– фурма работает в условиях неустановившегося теплового режима, поэтому изучаемое температурное поле будем рассматривать как нестационарное $T=f(r,h,\varphi,\tau)$. При этом весь цикл обработки металла состоит из двух периодов: период продувки и межпродувочный период с продолжительностью 5..10 и 15..20 мин соответственно.

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

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

где c – теплоемкость, Дж/(кг·°К); ρ – плотность вещества, кг/м³; $\partial T / \partial \tau$ – температурный градиент; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·°К); ∇ – выражение Лапласа в цилиндрической системе координат,

$\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2}{\partial h^2}$; r – радиус вектор; φ – полярный угол; h – аппликата.

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

В период продувки чугуна и соответствующего нагрева ствола фурмы на граничных поверхностях ее наблюдается конвективный теплообмен. Межпродувочный период работы с учетом его особенностей представляет собой сложный радиационно-конвективный теплообмен охлаждения фурмы. Поэтому принималось, граничные условия третьего рода:

$$[\lambda \cdot \partial T / \partial n + \alpha(T - T_{cp})] = 0, \quad (2)$$

где α – суммарный коэффициент теплоотдачи; T_{cp} – температура омывающей поверхность среды, К; n – нормаль к граничной поверхности.

Интенсивность процесса теплообмена между фурмой (соответствующей граничной поверхностью) и окружающей средой (металлом, воздухом, азотом, смесью азота и порошка десульфуратора) определяли при помощи суммарного коэффициента теплоотдачи:

$$\alpha = \alpha_k + \alpha_{из}, \quad (3)$$

где α_k и $\alpha_{из}$ – учитывает вклад конвекции и излучения в процесс теплообмена соответственно, Вт/(м²·К). Согласно условий работы фурмы для периода продувки на граничных поверхностях фурмы $\alpha_{из}=0$.

Влияние конвекции на теплообмен фурмы погружения исследовали при помощи общепринятой зависимости:

$$\alpha_k = Nu \cdot \lambda / L \quad (4)$$

Здесь: Nu – число Нуссельта; λ – коэффициент теплопроводности среды, омывающей исследуемую граничную поверхность, Вт/(м·К); L – характерный размер, м.

При выборе формулы для определения числа Нуссельта были исследованы на основе горячего моделирования [6] условия омывания граничных поверхностей за весь цикл обработки металла.

На наружной поверхности фурмы в период продувки конвекция – вынужденная, за счет теплоотдачи металла омывающего фурму восходящим потоком [8] со скоростью $w=1$ м/с. Режим движения металла – турбулентный. Учитывая, что восходящий поток распространяется лишь в пределах реакционной продувочной

зоны ($D_{p,з}=1,4$ м), предположим, что теплоотдача наблюдается в кольцевом канале с теплообменом на внутренней стенке (наружная поверхность фурмы, $d_{ф}=0,220$ м), при теплоизолированной наружной (граница реакционной зоны).

Торец фурмы в период продувки подвержен также влиянию вынужденной конвекции, за счет теплоотдачи металла омывающего его со скоростью равной на наружной поверхности.

Внутренние граничные области представлены в период продувки в 150-т заливочном ковше: поверхностью центральной трубы ($d_{тр}=0,012$ м), по которой подается порошкообразный магний (расход 0,053-0,080 кг/(т·мин)) в потоке несущего азота 0,008-0,009 м³/(т·мин); кольцевым каналом фурмы, образованным конструктивно в виде “труба в трубе” для подачи в фурму охлаждающего газа (азота при расходе 0,005-0,007 м³/(т·мин)); поверхностью змеевиковой трубы круглого сечения ($d_{тр,зм}=0,010$ м). На всех областях наблюдалось турбулентное омывание поверхности при наличии вторичной циркуляции в змеевиковом трубопроводе.

В межпродувочный период фурму поднимают из ковша. При этом за счет естественной конвекции происходит ее остывание на воздухе от наружной и торцевой поверхностями к оси фурмы.

В результате проведенного обоснования выбраны следующие расчетные системы уравнений для каждой граничной области в период продувки металла [7, 8]:

– наружная

$$\left\{ \begin{aligned} Nu &= Nu_{тр,Me} \cdot \left[1 - \frac{0,45}{2,4 + Pr} \right] \cdot \left(\frac{D_{p,з}}{d_{ф}} \right)^n; \\ Nu_{тр,Me} &= 4,36 + 0,025 \cdot Pe^{0,8}; \quad n = 0,16 \cdot Pr^{-0,55} \end{aligned} \right. \quad (5)$$

– торцевая

$$Nu = 1,1 \cdot \left[(1 - Pr^{0,33}) \cdot Pe \right]^{0,5}, \quad (6)$$

– змеевик

$$Nu = Nu_{тр,г} \cdot \varepsilon_{изг} \cdot \varepsilon; \quad \varepsilon_{изг} = 1 + 1,8 \cdot d_{тр,зм} / R_{изг} \quad (7)$$

– кольцевой зазор

$$\left\{ \begin{aligned} Nu &= Nu_{тр,г} \left[1 - \frac{0,45}{2,4 + Pr} \cdot \left(\frac{d_{вн}}{d_{н}} \right)^{0,6} \right] \cdot \varepsilon'; \\ \varepsilon' &= \begin{cases} 1, & \text{при } L_{тр} > L_T \\ 0,86 + 0,54 \left(\frac{d_э}{L_{тр}} \right)^{0,4г} \left[1 + 0,48 \left(\frac{d_{вн}}{d_{н}} \right)^{0,37} \right], & \text{при } L_{тр} < L_T \end{cases} \end{aligned} \right. \quad (8)$$

– центральная труба

$$\left\{ \begin{aligned} Nu &= Nu_{тр,г} \cdot \varepsilon; \quad Nu_{тр,г} = 0,021 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,43} \cdot \theta^{-0,55}; \\ \varepsilon &= \begin{cases} 1, & \text{при } L_{тр}/d \geq 15 \\ 1,38 \cdot (L_{тр}/d)^{-0,12} & \text{при } L_{тр}/d < 15 \end{cases} \end{aligned} \right. \quad (9)$$

где, $Nu_{тр,Me}$ и $Nu_{тр,г}$ – числа Нуссельта для условий вынужденного движения жидкого металла и газа в трубе соответственно; $Pr = \nu \cdot c \cdot \rho / \lambda$ – число Прандтля; $Re = w \cdot L / \nu$ – число Рейнольдса; $Pe = Re \cdot Pr$ – число Пекле; $\varepsilon, \varepsilon'$ – поправочный коэффициент на изменение коэффициента теплопередачи в начальном термическом участке при движении среды в трубе круглого сечения и кольцевом канале при теплообмене на наружной стенке соответ-

венно; $\varepsilon_{3м}$ – поправочный коэффициент для змеевиковых труб; $L_{тр}$ – длина трубы, м; L_t – длина участка термической стабилизации при движении среды в кольцевом канале при теплообмене на наружной стенке, м; d , $d_{вн}$ и $d_{н}$ – диаметры внутренней для труб круглого сечения, внутренней и наружной для труб кольцевого канала, соответственно, м; $d_3 = d_n - d_{вн}$ – эквивалентный диаметр кольцевого зазора конструкции „труба в трубе”, м; $\theta = (\bar{t} + 273) / (\bar{t}_r + 273)$ – температурный фактор при средних в сечении температурах стенки \bar{t} и среды \bar{t}_r .

В уравнениях (4), (6) и системах уравнений (5), (7)–(9) теплофизические параметры для наружной и торцевой поверхностей отнесены к температуре чугуна в ковше ($t_{Mc} = 1300 \dots 1400^\circ\text{C}$). Для внутренних поверхностей определяющая температура принята как средняя между температурой омывающей поверхность потока при входе $t_{вх}$ и на выходе $t_{вых}$ из участка центральной трубы, кольцевого зазора, змеевика: $\bar{t}_c = 0,5 \cdot (t_{вх} - t_{вых})$. В качестве определяющего размера (L) приняты: для наружной поверхности $D_{p,3} - d_{ф}$; торцевой – радиус торца фурмы $d_{ф}/2$; центральной трубы $d_{тр}$; кольцевого зазора $d_n - d_{вн}$; змеевика $d_{тр,зм}$.

В расчетах приняты следующие значения: для жидкого чугуна в ковше: $c = 840 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot ^\circ\text{C})$, $\rho = 7000 \text{ кг}/\text{м}^3$; $\lambda = 116 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$; расход азота в центральной трубе $G_t = 1 \text{ м}^3/\text{мин}$; расход азота в кольцевой трубе $G_k = 0,2 \dots 1,0 \text{ м}^3/\text{мин}$.

Межпродувочный период очень важен при исследовании срока службы погружных фурм по причине возникновения резких теплосмен на протяжении всего цикла обработки чугуна. В этот период, естественно, преобладать будет радиационный теплообмен над конвективным. Оценим влияние каждого из них.

Коэффициент радиационного теплообмена составит для наружной и торцевой поверхностей:

$$\alpha_{и} = \varepsilon_{ф} \cdot c_0 \cdot 10^{-8} \cdot (T^4 - T_b^4) / (T - T_b), \quad (10)$$

где $\varepsilon_{ф}$ – степень черноты огнеупорной футеровки фурмы ($\varepsilon_{ф} = 0,8$); $c_0 = 5,67$ – коэффициент излучения абсолютно черного тела, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{K}^4)$; T и T_b – температуры нагретой за период продувки наружной поверхности фурмы и воздуха соответственно, К.

Описание конвективного теплообмена (α_c) при естественном омывании наружной и торцевой поверхностей можно оценить по следующим зависимостям [10]:

$$\text{Nu} = 0,135 \cdot \text{Gr}^{0,33}, \quad (11)$$

Здесь: $\text{Gr} = g \cdot \beta \cdot (t - t_b) \cdot L / \nu^2$ – число Грасгофа для воздуха; $\beta = 1 / (t_b + 273)$ – температурный коэффициент объемного расширения воздуха, K^{-1} ; t – температура поверхности, $^\circ\text{C}$; $t_b = 20^\circ\text{C}$ – температура воздуха; ν – коэффициент кинематической вязкости воздуха, $\text{м}^2/\text{с}$; L – характерный размер, м.

В формуле (11) в качестве характерного размера принята: для внешней боковой поверхности фурмы – длина фурмы, для торца – внешний диаметр фурмы. Следует ввести в формулу расчета числа Nu коэффициент равный 0,7 для торцевой поверхности, так как она обращена нагретой стороной вниз. Определяющей температурой для расчета теплофизических параметров принята t_b .

Результаты расчетов суммарного коэффициента теплопередачи представлены в таблице 1.

Таблица 1. Значения коэффициентов теплоотдачи, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{K})$ на граничных поверхностях фурмы

Вид поверхности	Период процесса	
	Продувка	Межпродувочный период
Наружная фурмы	$(1,4-6,2) \cdot 10^4$	240
Торцевая фурмы	$(1,8-35,6) \cdot 10^4$	230
Центральная труба	260-460	-
Кольцевой канал	150-1170	-
Змеевик	600-1160	-

Для решения уравнений (1-2) производные в них заменялись конечно-разностными аналогами с неявной разностной схемой, полученной методом баланса при аппроксимации для элементарных объемов. В модели применялась локально-одномерная разностная схема для нелинейной задачи. При этом расчет на каждом временном шаге разбивали на три этапа, что позволило решить 3-х мерной задачи свести к решению последовательности одномерных аппроксимаций по каждому из пространственных направлений фурмы.

Аддитивная неявная схема уравнения переноса тепла по пространственным направлениям представлена системой (12) уравнений для внутренних объемов:

$$\left\{ \begin{aligned} c_{i,j,w}^n \cdot \rho_{i,j,w}^n \Delta r^2 \cdot i \cdot \Delta \tau^{-1} (t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^n) = \\ = \lambda_{i-1/2,j,w}^n (i-0,5) (t_{i-1,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^{n+1/3}) - \\ - \lambda_{i+1/2,j,w}^n (i+0,5) (t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i+1,j,w}^{n+1/3}) \\ i = K + I, N - I; \\ c_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \Delta h^2 \cdot \Delta \tau^{-1} (t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w}^{n+1/3}) = \\ = \lambda_{i,j-1/2,w}^{n+1/3} (t_{i,j-1,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w}^{n+2/3}) - \\ - \lambda_{i,j+1/2,w}^{n+1/3} (t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j+1,w}^{n+2/3}) \\ j = I, M - I \\ c_{i,j,w}^{n+2/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+2/3} \cdot (\Delta r \cdot \Delta r \cdot i \cdot \pi)^2 \Delta \tau^{-1} 180^{-2} (t_{i,j,w}^{n+1} - t_{i,j,w}^{n+2/3}) = \\ = \lambda_{i,j,w-1/2}^{n+2/3} (t_{i,j,w-1}^{n+1} - t_{i,j,w}^{n+1}) - \lambda_{i,j,w+1/2}^{n+2/3} (t_{i,j,w}^{n+1} - t_{i,j,w+1}^{n+1}) \\ w = 2, L - I \end{aligned} \right. \quad (12)$$

Аппроксимация граничных условий в зависимости от направления теплового потока на различных поверхностях фурмы представлена уравнениями: по радиусу (13); по высоте для верхней и нижней поверхности соответственно (14); - по окружности (15):

$$\left\{ \begin{aligned} 0,5 \cdot c_{i,j,w}^n \cdot \rho_{i,j,w}^n \cdot \Delta r^2 (i + 0,25) \Delta \tau^{-1} (t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^n) = \\ = \alpha_{i,j,w}^n \cdot i \cdot \Delta r (t_{i,j,w(e)}^n - t_{i,j,w}^{n+1/3}) - \\ - \lambda_{i+1/2,j,w}^n (2i + 1) (t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i+1,j,w}^{n+1/3}), \quad i = K; \\ 0,5 \cdot c_{i,j,w}^n \cdot \rho_{i,j,w}^n \cdot \Delta r^2 (i - 0,25) \Delta \tau^{-1} (t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^n) = \\ = \lambda_{i-1/2,j,w}^n (2i - 1) (t_{i-1,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^{n+1/3}) - \\ - \alpha_{i,j,w}^n \cdot i \cdot \Delta r (t_{i,j,w}^{n+1/3} - t_{i,j,w(e)}^n), \quad i = N; \end{aligned} \right. \quad (13)$$

$$\left\{ \begin{aligned} &0,5 \cdot c_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \Delta h^2 \cdot \Delta \tau^{-1} (t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w}^{n+1/3}) = \\ &= \alpha_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \Delta h (t_{i,j,w(z)}^{n+1/3} - t_{i,j,w}^{n+2/3}) - \\ &- 2\lambda_{i,j+1/2,w}^{n+1/3} (t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j+1,w}^{n+2/3}), \quad j = 0; \\ &0,5 \cdot c_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+1/3} \cdot \Delta h^2 \cdot \Delta \tau^{-1} (t_{i,j,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w}^{n+1/3}) = \\ &= 2\lambda_{i,j-1/2,w}^{n+1/3} (t_{i,j-1,w}^{n+2/3} - t_{i,j,w}^{n+2/3}), \quad j = M; \end{aligned} \right. \quad (14)$$

$$\left\{ \begin{aligned} &c_{i,j,w}^{n+2/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+2/3} (\Delta \varphi \cdot i \cdot \Delta r \cdot \pi / 360)^2 \Delta \tau^{-1} \times \\ &\times (t_{i,j,w}^{n+1} - t_{i,j,w}^{n+2/3}) = \lambda_{i,j,w+1/2}^{n+2/3} (t_{i,j,w}^{n+1} - t_{i,j,w+1}^{n+1}), \\ &w = 0; \\ &c_{i,j,w}^{n+2/3} \cdot \rho_{i,j,w}^{n+2/3} (\Delta \varphi \cdot i \Delta r \cdot \pi / 360)^2 \Delta \tau^{-1} \times \\ &\times (t_{i,j,w}^{n+1} - t_{i,j,w}^{n+2/3}) = \lambda_{i,j,w-1/2}^{n+2/3} (t_{i,j,w-1}^{n+1} - t_{i,j,w}^{n+1}), \\ &w = L; \end{aligned} \right. \quad (15)$$

В системах (12)-(15) $t_{i,j,w}^n$ – температура в ячейке с координатами (i, j, w) в момент времени $\tau = n \cdot \tau$, °C; n – временной слой; $t_{i,j,w(r)}^n$ – температура среды омывающей граничные поверхности (для наружной и торцевой поверхности в период продувки $t_{i,j,w(r)}^n = t_{Me}^n$, в межпродувочный $t_{i,j,w(r)}^n = t_b^n$), °C; $\Delta \tau$ – шаг по времени; $c_{i,j,w}^n$, $\rho_{i,j,w}^n$, $\lambda_{i,j,w}^n$ – теплоемкость, плотность, эффективный коэффициент теплопроводности футеровки фурмы соответственно, Вт/(м·°C), Дж/(кг·°C), кг/м³. В качестве основного огнеупора ствола фурмы использовали шамот: $c_{i,j,w}^n = 880 + 0,23 \cdot t_{i,j,w}^n$; $\lambda_{i,j,w}^n = 0,84 + 0,58 \cdot 10^{-3} \cdot t_{i,j,w}^n$; $\rho_{i,j,w}^n = 2580$. Для съемного наконечника выбран корундографитовый огнеупор (76% Al₂O₃, 24% C): $\rho_{i,j,w}^n = 3000$, $\lambda_{i,j,w}^n = 40,67 - 8,324 \cdot 10^{-3} \cdot t_{i,j,w}^n$; $c_{i,j,w}^n = 801 + 0,3192 \cdot t_{i,j,w}^n$.

Обсуждение результатов. Согласно полученным расчетным данным (рис. 4) расположение змеевикового трубопровода длиной 3,0 м под слоем шамотной футеровки толщиной 50 мм (рис. 2) при заданных условиях ковшевой десульфурации чугуна позволяет обеспечить подогрев защитного азота с 200 до 500°С по истечении 50 обработок расплава.

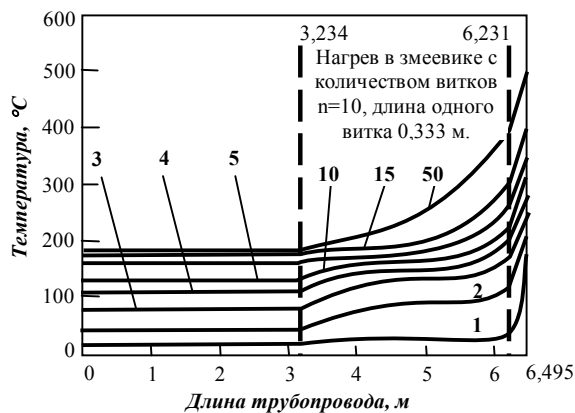


Рис. 4. Изменение температуры защитного азота по длине трубопровода.

Здесь: цифры у кривых количество обработок (период продувки и межпродувочный период) после начала применения фурмы. При установленной оптимальной длине змеевиковой трубы в 3,0 м она должна быть изогнута по направлению движения защитного азота в 10 витков с расположением выходного сечения последнего на расстоянии 0,25 м от торца съемного наконечника фурмы. Представленный расчетный ход температурных кривых (рис. 4) соответствует фиксируемому [9] при непосредственном определении температуры с помощью термопар, размещенных в канале фурмы, что свидетельствует об адекватности разработанной математической модели для исследования теплопередачи в стволе погружной фурмы реальным условиям процесса.

Выводы

Выполнено численное моделирование теплового состояния двухпоточной погружной фурмы при ковшевой десульфурации чугуна в нестационарной постановке задачи. Доказана возможность обеспечивать в змеевике фурмы подогрев защитного азота до температур 200...500 °C. Разработанная методика численных исследований теплопередачи в двухпоточной погружной фурме позволяет получить необходимую информацию для оптимизации конструктивных параметров продувочных устройств подобного типа для десульфурации чугуна и стали.

ЛИТЕРАТУРА

1. Воронова Н.А. Десульфурация чугуна магнием. – М.: Металлургия, 1980. – 240 с.
2. Аппаратурно-технологический комплекс десульфурации вдуванием магния в ковшах различной емкости / А.Ф.Шевченко, А.М.Башмаков, А.С.Булахтин и др. // Металл и литье Украины. – 2005. - № 1-2. – С. 10-14.
3. Янг Д.Х. Сравнение технологий инжекции фурмами различных типов // Сталь. – 2001. - № 4. – С. 22-24.
4. Ванг Юбин, Жанг Джинганг. Разработки в области технологии десульфурации чугуна на Angang Iron and Steel Corp., Аншан, Китай // VIII Международный симпозиум по десульфурации чугуна и стали (20-24 сентября, Нижний Тагил, Россия). – 2004. – С. 40-46.
5. Désulfuration et traitement de la fonte par injection de magnésium: le procédé USIRMAG 2 / I.Cordier, L.P.Chaussu, G.Lhussier e.a. // Revue de Métallurgie. – 1981. - № 3. – Р. 201-212.
6. Гидрогазодинамические особенности продувки чугуна диспергированным магнием с помощью различных конструкций погружных фурм / Е.Н. Сигарев, А.Г. Чернятевич, К.И. Чубин, Д.Г. Носов // Теория и практика металлургии. – 2001. - № 1. – С. 11-14.
7. Теоретические основы теплотехники. Теплотехнический эксперимент: Справочник / Под. общ. Ред. В.А. Григорьева, В.М. Зорина. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 560 с.
8. Кулиниченко В.Р. Справочник по теплообменным расчетам. – К.: Техніка, 1990. – 165 с.
9. Е.А. Костицин, Н.А. Воронова. Тепловые условия вдувания магния в доменный чугун через фурму погружения//Интенсификация процессов доменной плавки и освоение печей большого объема (№4).- М.: Металлургия, 1978 (МЧМ СССР). С. 63-66.

пост. 07.04.08

