

## ВОПРОСЫ НЕЛИНЕЙНОЙ ТЕПЛОФИЗИКИ В МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПЕЧАХ

В.И. Тимошпольский, И.А. Трусова

*Белорусский национальный технический университет, г. Минск, Республика Беларусь*

В настоящее время развиваются две тенденции при математическом моделировании тепловой работы металлургических печей [1,2]:

1) разработка комплексных (сопряженных) математических моделей, включающих процессы внешнего и внутреннего теплообмена, движение теплоносителей, несимметричность нагрева, учет геометрии, конструктивных особенностей и т.д. С помощью таких моделей представляется возможным исследовать закономерности и взаимосвязи тепловых процессов, недоступные прямым экспериментальным исследованиям;

2) разработка математических моделей, которые позволяют изучить процессы теплообмена при разделении комплекса происходящих в печи явлений на отдельные группы. Такой подход, хотя и предполагает некоторые упрощения в исходной постановке задачи, позволяет, тем не менее, акцентировать внимание на детальном исследовании и анализе какой-либо группы процессов (например, изучение динамики внутреннего теплообмена, расчеты угловых коэффициентов, температурных деформаций и напряжений и др.).

В работе приведены результаты математического моделирования нелинейных теплофизических процессов в плавильных и нагревательных печах современной конструкции.

**Теплообмен в плавильных печах.** Моделирование процессов теплообмена при плавлении осуществлено на примере дуговой сталеплавильной печи (ДСП) [1,3]. Процесс выплавки стали в ДСП включает два этапа (рис.1): проплавление колодцев и расплавление металлошихты.

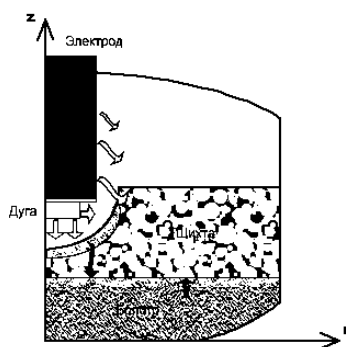


Рис.1. Схема дуговой сталеплавильной печи

Особенность проплавления колодцев связана с тем, что скорость их образования не может однозначно определяться традиционными характеристиками: мощностью трансформатора, энергией топливно-кислородных горелок и т.п. Поскольку проплавление колодцев является динамичным процессом (опускание электродов происходит с изменением размеров колодца), выбрать оптимальный электрический режим можно только с учетом теплофизических свойств шихты. Динамика проплавления шихты в значительной мере определяется ее насыпной плотностью и пористостью. В начале нагрева и проплавления

колодцев энергия от электрических дуг передается шихте излучением, конвекцией с горячими газами и теплопроводностью от наиболее раскаленных участков металла в зоне пятна дуги. По мере проплавления колодца излучение дуг экранируется стенками колодца и энергия, выделяемая ими, практически полностью передается шихте. Прогрев шихты осуществляется посредством теплопроводности и конвекции отходящих печных газов. По мере нагрева и плавления шихта оседает так, что в печи между сводом и ею образуется свободное пространство.

При исследовании тепловой работы ДСП использована комплексная математическая модель, учитывающая аргоновую продувку жидкой фазы металла, и включающая уравнения теплопереноса и гидродинамики. Трехмерное уравнение теплопроводности в цилиндрических координатах с источниками теплоты запишется

$$c_{эф}(T, r, \varphi, z)\rho(T, r, \varphi, z) \frac{\partial T(r, \varphi, z, \tau)}{\partial \tau} + v_r \frac{\partial T(r, \varphi, z, \tau)}{\partial r} + \frac{v_\varphi}{r} \frac{\partial T(r, \varphi, z, \tau)}{\partial \varphi} + v_z \frac{\partial T(r, \varphi, z, \tau)}{\partial z} \\ = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \lambda(T, r, \varphi, z) r \frac{\partial T(r, \varphi, z, \tau)}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \varphi} \left( \lambda(T, r, \varphi, z) \frac{\partial T(r, \varphi, z, \tau)}{\partial \varphi} \right) \\ + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda(T, r, \varphi, z) \frac{\partial T(r, \varphi, z, \tau)}{\partial z} \right) + Q_{гор}(\tau, r, \varphi, z) + Q_{экз}(\tau) + Q_k(r, \varphi, z, \tau),$$

где  $r, \varphi, z$  – цилиндрические координаты;  $T(r, \varphi, z, \tau)$  – температура шихты или «болота»;  $\lambda, \rho$  – теплопроводность и плотность шихты или «болота»;  $v_r, v_\varphi, v_z$  – компоненты вектора скорости течения жидкого металла при продувке (в областях, где шихты не расплавлена, равны нулю);  $Q_{гор}$  – объемный источник теплоты, выделяемой за счет работы газокислородных горелок;  $c_{эф}$  – эффективная теплоемкость, определяемая в интервале температур «ликвидус – солидус».

Коэффициент теплопроводности определяется с учетом насыпной плотности шихты [4]

$$\lambda(T, r, \varphi, z) = \lambda_{ТВ} \frac{\rho}{\rho_{ТВ}} + \left( 1 - \frac{\rho}{\rho_{ТВ}} \right) (\alpha_V + 4\varepsilon_0 (T + 273)^4),$$

где  $\rho$  – насыпная плотность шихты;  $\rho_{ТВ}$  – плотность твердой шихты;  $\varepsilon$  – степень черноты поверхности материалов шихты;  $\delta$  – среднее расстояние между центрами кусков шихты;  $\alpha_V$  – объемный коэффициент теплоотдачи;  $\lambda_{ТВ}$  – коэффициент теплопроводности твердой шихты.

Теплота внутренних источников в твердой фазе шихты определяется химическими реакциями и в зависимости от стадии расплавления может иметь различный знак, однако в среднем за период расплавления преобладают экзотермические реакции. Внутренние источники образования массы и теплоты во внутреннем пространстве печи распределяются неравномерно, особенно в начальный период. Основной внутренний источник образования газа локализован в плавильной зоне или на конце электродов. При известном тепловом эффекте и массе окисляемого элемента значение выделенной при окислении теплоты можно легко определить. Прогрев расплава за счет выделяющейся теплоты экзотермических реакций учитывается введением в уравнение теплопроводности источникового члена  $Q_{экз}$ , который распределяется по всему объему, принимает постоянное значение и начинает действовать при определенной температуре.

Дополнительный подогрев шихты печными газами учитывается в математической модели источниковым членом  $Q_k$ , который вводится в предположении о квазистационарности межфазного теплообмена в шихте.

Учет ввода теплоты за счет работы газокислородных горелок проводится за счет источникового члена  $Q_{гор}$ .

Начальными условиями является поле температур для «болота» и шихты, при этом может быть учтен предварительный прогрев лома отходящими печными газами. Граничными условиями являются условия конвективного теплообмена на боковой стенке печи, днище печи и поверхности шихты. В зоне пятна дуги на поверхности жидкого металла задано граничное условие радиационного теплообмена.

Плотность шихты  $\rho(T, r, \varphi, z)$  в начале плавки принимается постоянной по объему, а затем, в ходе плавления и перетекания металла, изменяется. Все элементы шихты в ее верхней части с удельной энтальпией, превышающей энтальпию расплавленного металла в точке фазового перехода, исключаются, а их массы и энтальпии передаются нижележащим слоям. В результате шихта в нижней части имеет слои жидкого металла, в верхней – первоначальную плотность, между этими частями находится промежуточный слой.

При описании гидродинамических процессов в металлической ванне в период аргонной продувки принимаются следующие допущения:

- сплошность единой газожидкостной среды, являющейся стратифицированной по плотности вязкой несжимаемой жидкостью [5];
- основным фактором, влияющим на характер движения единой газожидкостной среды, является подъемная сила, возникающая из-за неоднородности по плотности, которая обусловлена наличием газовых включений;
- коэффициент газосодержания зависит от пространственной точки и времени;
- на свободной поверхности жидкого металла не происходит никаких волновых процессов (поверхность металла гладкая);
- если свободная поверхность жидкого металла отсутствует (шихта над «болотом» не успела проплавиться), то на границе «жидкий металл – твердая шихта» принимается условие прилипания.

С учетом этого математическая модель описывается системой нестационарных уравнений Навье-Стокса в приближении Буссинеска при  $\tau \rightarrow \infty$  [6]:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \vec{V}}{\partial \tau} + (\vec{V} \cdot \nabla) \vec{V} &= -\frac{1}{\rho_0} \text{grad} P + \nu \Delta \vec{V} + (1 - \bar{\alpha}) \vec{g}; \\ \frac{\partial \bar{\alpha}}{\partial \tau} + (\vec{V} \nabla) \bar{\alpha} &= 0; \\ \text{div} \vec{V} &= 0, \end{aligned}$$

где  $\vec{V}$  – вектор скорости жидкости;  $\nu$  – эффективный коэффициент кинематической вязкости жидкой среды, учитывающий турбулентный характер ее движения;  $\rho, \rho_0$  – плотность единой газожидкостной среды и жидкости;  $\bar{\alpha}$  – объемная доля газа в газожидкостной среде.

Начальным условием является равенство нулю скоростей газожидкостной среды и объемной доли газовой фазы во всем объеме жидкого металла.

Граничные условия для вектора скорости на стенках, днище печи и на границе «жидкий металл – твердая шихта» (если свободная поверхность жидкого металла отсутствует) записываются из условий непротекания и прилипания, для вектора скорости в барботажной зоне – из условий отсутствия завихренности и отсутствия горизонтального перемещения среды.

На твердой стенке, днище печи и на границе «жидкий металл – твердая шихта» (если свободная поверхность жидкого металла отсутствует) на коэффициент газосодержания налагается условие непротекания.

Турбулентный характер движения учитывается введением эффективного коэффициента вязкости, включающего аппроксимационную и турбулентную составляющие.

**Теплообмен в нагревательных печах.** При изучении тепловой работы нагревательных печей современной конструкции использованы различные подходы математического моделирования нелинейных процессов, учитывающие форму заготовок, конструктивные особенности печей, расположение металла на подине и т.д.

**Печи с механизированным подом** [2,4,7-10]. Математическое моделирование тепловой работы печей с механизированным подом осуществлено на примере нагревательных печей современной конструкции, функционирующих на РУП «Белорусский металлургический завод» (печи с шагающими балками и шагающим подом). Схемы печей приведены на рис.2.

При детальном исследовании внутреннего теплообмена в печах с механизированным подом рассматривали традиционную двумерную математическую модель с граничными условиями, включающими теплообмен излучением и конвекцией, при этом коэффициенты внешнего теплообмена (коэффициент теплообмена излучением  $\sigma_{печ}$ ) определяли по результатам промышленного эксперимента. Коэффициент теплообмена конвекцией  $\alpha_k$  в соответствии с литературными данными приняли равным 50-60 Вт/(м<sup>2</sup>·К).

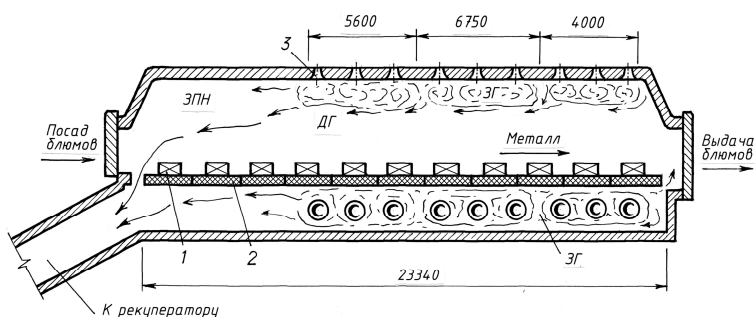


Рис. 2,а. Схема нагревательной печи стана 850 РУП «БМЗ»: 1 – заготовка; 2 – шагающие балки; ЗПН – зона предварительного нагрева; ДГ – дымовые газы

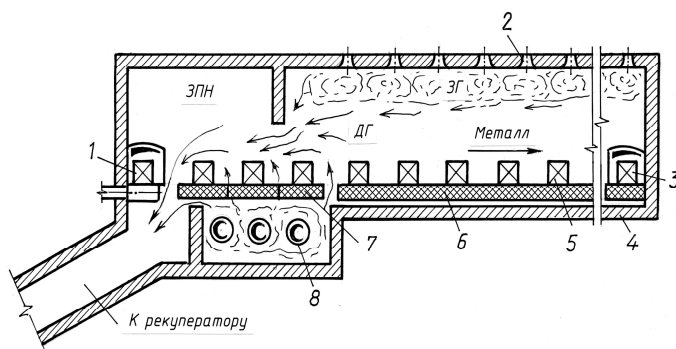


Рис.2, б. Схема нагревательной печи стана 320

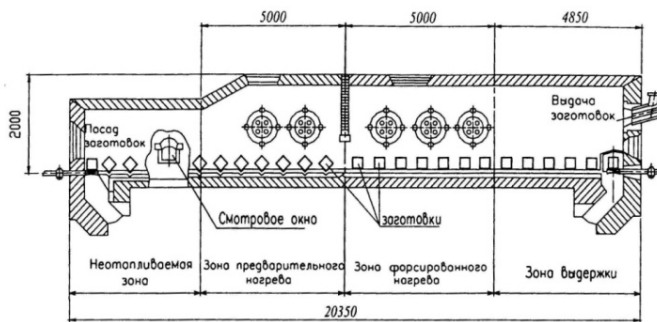


Рис.2,в. Схема нагревательной печи стана 150

С целью исследования закономерностей внешнего и внутреннего теплообмена и взаимосвязей теплофизических явлений в рабочем пространстве печи использовали математическую модель сопряженного теплообмена.

Математическая модель сводится к решению сопряженной задачи лучисто-кондуктивного теплообмена для системы «верхнее строение печи – модельная полоса металла – нижнее строение печи». Система уравнений для расчетных зон II-го рода, где заданы тепловые потоки

$$\sum_{k=1}^{N_2^{\hat{a}(i)}} \left( a_{ki}^{\hat{a}(i)} T_k^{\hat{a}(i)} + g_{ki}^{\hat{a}(i)} T_k^{\hat{a}(i)} \right) + g_i^{0\hat{a}(i)} + Q_i^{v\hat{a}(i)} = 0, \quad i \in N_2^{\hat{a}(i)},$$

где  $N$  – общее число зон;  $N_2$  – множество номеров зон II рода.

Формула для вычисления тепловых потоков на поверхностях металла (зоны I-го рода)

$$Q_i^{\hat{a}(i)} = \sum_{k=1}^{N_1^{\hat{a}(i)}} \left( a_{ki}^{\hat{a}(i)} T_k^{\hat{a}(i)} + g_{ki}^{\hat{a}(i)} T_k^{\hat{a}(i)} \right) + g_i^{0\hat{a}(i)}, \quad i \in N_1,$$

где  $N_1$  – множество номеров зон I рода (зоны на верхней и нижней поверхностях металла, где задается температура);  $a_{ki}$ ,  $g_{ki}$ ,  $g_i^0$ ,  $Q_i^v$  – коэффициенты радиационного (эффективные с учетом селективности излучения) и конвективного теплообмена, а также величины объемных тепловыделений; «в» и «н» – верхнее и нижнее строения печи.

Эффективные коэффициенты радиационного теплообмена  $a_{ki}^{\Sigma}$  запишутся следующим образом

$$a_{ki}^{\Sigma} = \sum_{m=1}^M \alpha_i^{\lambda_m} a_{ki}^{\lambda_m}.$$

Спектральные коэффициенты радиационного теплообмена  $a_{ki}^{\lambda}$ :

$$a_{ki}^{\lambda} = \varepsilon_k \sigma_0 F_k (\Psi_{ki} \varepsilon_i - \delta_{ki}), \quad k, i = \overline{1, N},$$

где степень черноты газов  $\varepsilon_j = 1 - \exp(-K_j S_j^{\dot{\gamma}\delta})$ ,  $K$  – приведенные коэффициенты поглощения.

Спектральные обобщенные коэффициенты  $\Psi_{ki}$

$$\Psi_{ki} = \varphi_{ki} \exp(-\sum_j K_j S_j^{\dot{\gamma}\delta}); \quad i = \overline{1, N}, \quad K = \overline{1, N}.$$

Для определения коэффициентов конвективного теплообмена в выражениях для объемных и поверхностных зон запишем:

$$g_{ki} = \begin{cases} 0 & \text{їдє } k \neq j; k \neq i+1; k \neq i; \\ \alpha F_j & \text{їдє } k = j; \\ c_{p_{i,\bar{n}}} G_{i,\bar{n}} & \text{їдє } k = i+1; \\ -(\alpha \sum_j F_j + c_{\delta_{i,\bar{n}}} G_{i,\bar{n}}) & \text{їдє } k = i, \end{cases} \quad g_{ki} = \begin{cases} 0 & \text{їдє } k \neq j; k \neq i; \\ \alpha F_i & \text{їдє } k = j; \\ -\alpha F_i & \text{їдє } k = i, \end{cases}$$

где  $j$  – номер смежной объемной зоны.

Мощность тепловыделения в указанных зонах горения в рамках принятой расчетной схемы будет определяться по формуле:

$$Q_i^V = G_{T_i} Q_H^P,$$

где  $Q_H^p$  – теплота сгорания топлива;  $G_{\partial_i}$  – расход топлива в зонах с учетом коэффициента распределения по совокупности зон.

Для печей с механизированным подом (при расположении заготовок с зазорами) использовали двухэтапный метод расчета. На первом этапе предполагается, что поверхность нагреваемых заготовок является условной поверхностью, на втором этапе производится корректировка результатов расчета с учетом переизлучения между заготовками.

При решении задачи внутреннего теплообмена учитывалась несимметричность нагрева, при этом традиционная математическая модель внутреннего теплообмена в двумерной постановке дополняется краевыми условиями:

$$\lambda \frac{\partial T_l}{\partial y} \Big|_{y=0} = -\frac{Q_1^l}{F_1}, \quad l \in N_1; \quad \lambda \frac{\partial T_l}{\partial y} \Big|_{y=a} = -\frac{Q_2^l}{F_2}, \quad l \in N_1;$$

$$\lambda \frac{\partial T_l}{\partial z} \Big|_{z=b/2} = -\frac{Q_3^l}{F_3}, \quad l \in N_1; \quad \frac{\partial T_l}{\partial z} \Big|_{z=0} = 0, \quad l \in N_1,$$

где  $a, b$  – размеры заготовки.

Приведенные математические модели после параметрической идентификации по результатам промышленных экспериментов использованы для разработки технологии нагрева металла при освоении нового марочного сортамента, а также для совершенствования существующих температурно-тепловых режимов нагревательных печей РУП «БМЗ», что позволило повысить теплотехнические показатели работы печей (увеличить производительность, снизить удельный расход условного топлива).

Кольцевые печи [11-13]. При исследовании нелинейных процессов теплообмена в кольцевой печи, схема которой приведена на рис.3, учитывали расположение цилиндрических заготовок на подине с зазором и несимметричность нагрева металла по периметру. В соответствии с этим математическая модель имеет вид:

$$c(T)\rho(T) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \lambda(T) \left( \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} \right) + \frac{\partial \lambda}{\partial r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial \lambda}{\partial \varphi} \frac{\partial T}{\partial \varphi}$$

с соответствующими начальными и граничными (лучисто-конвективный нагрев) условиями.

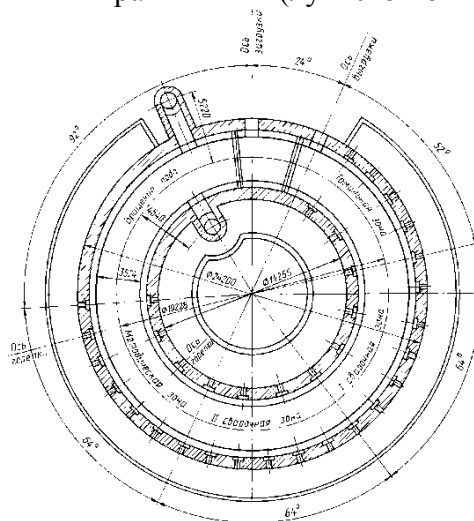


Рис. 3. Схема кольцевой нагревательной печи

Приведенный коэффициент излучения  $\sigma$  в системе «кладка – дым – кладка» с учетом перераспределения в зависимости от взаимного расположения заготовок  $S/D$  определяется из выражения

$$\sigma(\varphi) = \sigma_{\max} \sum_{i=0}^6 a_i \cos i \Delta \varphi,$$

где значение  $\sigma_{\text{вид}_{\max}}$  выбиралось в зависимости от температуры печи из графика, полученного на основании проведенных экспериментов по исследованию нагрева металла в кольцевой печи стана 250 [11].

С целью учета влияния деформированной подины на распределение температурного поля по сечению цилиндра предполагали, что 10% поверхности заготовки (нижней) находятся в идеальном тепловом контакте с подиной. Тогда модель дополняется граничными условиями IV рода:

$$\lambda_1 \frac{\partial T}{\partial x} = \lambda_2 \frac{\partial T_{\text{под}}}{\partial x},$$

где  $T_{\text{под}}$  – температура пода;  $\lambda_1, \lambda_2$  – теплопроводность цилиндрической заготовки и пода, соответственно.

Для более полного учета специфики нагрева металла в кольцевых печах математическая модель была модернизирована, при этом предполагались следующие элементы [13]:

- совместное решение задач термоупругости и нестационарной теплопроводности;
- учет двух видов теплоносителей (греющих газов и подины) и задание соответствующих коэффициентов теплообмена;
- использование эмпирических формул для описания зависимости греющей среды от времени;
- новый алгоритм трансформации температурного поля заготовок при описании процесса кантования металла.

При постановке задачи термоупругости, учитывая значительную протяженность нагреваемых заготовок вдоль продольной оси по сравнению с размерами поперечного сечения, использована гипотеза «плоской деформации» нагреваемых изделий, что позволяет сократить размерность соответствующей задачи теории упругости. При этом предполагается, что компонента тензора деформаций, направленная вдоль продольной оси ( $\varepsilon_z$ ), не зависит от координат  $x, y$  в поперечном сечении заготовки, и основные соотношения оставшихся компонент тензора деформаций ( $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$ ) связаны с компонентами тензора главных напряжений ( $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ ) соотношениями

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = D \left( \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \alpha \\ \alpha \\ 0 \end{bmatrix} (1 + \mu)(T - T_0) \right),$$

где  $D$  – тензор упругих констант материала:

$$D = \frac{E(T)}{(1 + \mu)(1 - 2\mu)} \begin{bmatrix} 1 - \mu & \mu & 0 \\ \mu & 1 - \mu & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1 - 2\mu}{2} \end{bmatrix}.$$

Базовые уравнения термоупругости, учитывающие наличие нестационарного поля температур, дополняются условиями равновесия:

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = K_x; \quad \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = K_y; \quad \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = K_z,$$

где  $K$  – вектор объемных сил.

При решении задачи термоупругости используется предположение об отсутствии внешних нагрузок на заготовку, а на границах расчетного поперечного сечения заготовки принято условие обращения в нуль соответствующих компонент тензора напряжений. В общем случае задача решается с учетом температурной зависимости модуля упругости материала заготовки.

С целью учета двух видов теплоносителей уравнение теплопроводности дополнено граничными условиями для верхней части заготовок, обращенных к своду, боковым стенам печи и потоку продуктов сжигания топлива

$$-\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\text{свод}} = \sigma_{\text{свод}} (T_{\text{свод}}^4 - \dot{O}_{\text{свод}}^4) + \alpha_{\text{свод}} (T_{\text{свод}} - \dot{O}_{\text{свод}}),$$

для нижней части заготовок, воспринимающих теплоту от нагретой подины печи

$$-\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{\text{подина}} = \sigma_{\text{подина}} (T_{\text{подина}}^4 - \dot{O}_{\text{подина}}^4).$$

Учитывая, что поддержание достаточно строго фиксированной температуры по зонам проходных печей носит условный характер, был осуществлен подбор аналитической формулы, определяющей характер «сглаженного» графика температуры печи в виде:

$$T(\tau) = T_0 + \Delta T_1 \tanh \left( \frac{\tau}{\tau_1} - \varepsilon_1 \right),$$

где  $T_0$  – температура печи;  $\tau$ ,  $\tau_1$  – полная продолжительность нагрева заготовки и продолжительность пребывания в зоне, значение  $\Delta T$  выбирается исходя из марки стали и времени нагрева.

Помимо задания «сглаженного» графика температуры печи учитывается график изменения во времени температуры пода печи. При этом на участке холодного повода заготовок наблюдается существенное снижение температуры пода (на 100-150°) в связи с затратой накопленной подиной теплоты на нагрев партии холодных заготовок. В последующем температура обмуровки подины постепенно повышается под воздействием



греющих газов и переизлучения от кладки печи и в томильной зоне незначительно отличается от температуры свода и боковых стен печи.

Учитывая, что к качеству нагреваемого металла в кольцевых печах предъявляются повышенные требования к равномерности нагрева заготовок по их сечению (в связи с дальнейшей прошивкой металла на прошивных станах) при нагреве слитков большого диаметра используется процедура кантования. Ситуация осложняется тем обстоятельством, что при нагреве слитков с холодного посада происходит, как было отмечено ранее, значительное захлаживание подины на участке загрузки, в результате чего достаточно длительное время сохраняется высокая неравномерность температурного поля. Следует также отметить, что вопрос о целесообразности кантования металла в кольцевых печах не нашел должного отражения в литературе.

Для формализации процедур кантования слитков и заготовок при математическом моделировании введены некоторые показатели процесса кантования. Кантование заготовок осуществляется внешними механическими устройствами путем ряда последовательных операций поворота заготовок на определенный угол  $\alpha$ . Поворот заготовок осуществляется, как правило, на угол  $90^\circ$  и  $180^\circ$ . Для единичной операции поворота заготовок введено понятие «каскада кантования». Технологический процесс кантования заготовок можно описать в математической модели нагрева металла путем размещения набора каскадов кантования в различных зонах нагревательной печи, например в конце методической зоны, а также в томильной зоне кольцевой печи. Каждый каскад кантования характеризуется следующими показателями: местом расположения в рабочем пространстве печи (или расположением вдоль шкалы времени в предположении о неизменной средней скорости перемещения заготовок); интервалом времени кантования ( $\Delta t_k$ ); значениями показателей греющей среды (температуры печных газов или обмуровки внутренней поверхности печных стенок, приведенным коэффициентом теплообмена излучением на данном участке печного пространства); углом поворота заготовок.

При постановке задачи использован ряд упрощений:

- поперечное сечение заготовки условно разделяется на четыре участка, два из которых обращены к обмуровке печи а два других – к потоку греющих газов;
- положение заготовки после поворота на заданный угол изменяется без учета потерь времени на процедуру поворота;
- в пределах интервала кантования для каждого каскада используются неизменные значения температур греющей среды и приведенных коэффициентов теплообмена излучением.

При использовании приведенных математических моделей, учитывающих особенности теплообмена в кольцевых печах, выполнены серии расчетов, включающие:

- определение температурного поля в заготовках при варьировании диаметра заготовки и шага раскладки;
- влияние интенсивности теплообмена и химического состава стали (теплофизических параметров) на поле температур;
- анализ форсированных режимов нагрева (с учетом термической прочности металла) с целью повышения производительности печей;
- влияние кантования на температурное поле и термические напряжения в сечении нагреваемых слитков.

Разработанные авторами подходы к математическому моделированию плавильных и нагревательных печей современной конструкции нашли эффективное применение при разработке и усовершенствовании теплотехнологических процессов в условиях действующего производства.

## Литература

1. Тимошпольский В.И. Теплотехнологические основы металлургических процессов и агрегатов высшего технического уровня. Минск: Навука і тэхніка, 1995. – 256 с.
2. Стальной слиток. В 3 т. Т.3. Нагрев / В.И. Тимошпольский, Ю.А. Самойлович, И.А. Трусова, В.В. Филиппов, А.П. Несенчук; Под общ. ред В.И. Тимошпольского, Ю.А. Самойловича. Минск: Белорусская наука, 2001. – 879 с.
3. Тимошпольский В.И., Феоктистов Ю.В., Трусова И.А. и др. Особенности технологии выплавки стали в 100-т электропечах на БМЗ / Сталь. 1994. № 7. С.31-33.
4. Промышленные теплотехнологии: Моделирование нелинейных процессов: Учеб. Ч.5 / В.И. Тимошпольский, И.А. Трусова, А.П. Несенчук и др.; Под общ.ред. В.И. Тимошпольского, А.П. Несенчука. Минск: Вышэйшая школа, 2000. – 319 с.
5. Математическое моделирование трехмерной задачи движения алюминиевой и порошковой проволоки с учетом их плавления и усреднения при донной продувке металла аргоном / В.А. Вихлевщук, В.Ю. Болотов, И.А. Павлюченков и др. // Теория и практика металлургии. – 2000. №3. С.46-50.
6. Белоцерковский О.М. Численное моделирование в механике сплошных сред. М.: Наука, 1984. – 520 с.
7. Металлургические печи. Теория и расчеты: Учебник. В 2 т./В.И. Губинский и др. / Под общ.ред. В.И. Тимошпольского, В.И. Губинского. Минск, Белорусская наука, 2007. Т.1, 596 с.; Т.2, 832 с.
8. Тимошпольский В.И., Самойлович Ю.А., Тищенко В.А. и др. Выбор рационального режима нагрева непрерывнолитых заготовок в печи с шагающими балками / Сталь. 2003. № 11. С.53-57.
9. Тимошпольский В.И., Завелион В.И., Терлеев А.А. и др. Сопряженная задача нагрева металла в печи стана 850 / Инженерно-физический журнал. 1995. Т.68, № 4. С.694.
10. Тимошпольский В.И., Трусова И.А., Стеблов А.Б., Павлюченков И.А. Теплообмен и тепловые режимы в промышленных печах. Минск: Вышэйшая школа, 1992. – 217 с.
11. Тимошпольский В.И., Трусова И.А., Пекарский М.Я. Кольцевые печи: Теория и расчеты / Под общ.ред. В.И. Тимошпольского. Минск: Вышэйшая школа, 1993. – 248 с.
12. Тимошпольский В.И., Анисимов Л.А., Трусова И.А. и др. Разработка режимов нагрева стали в методических и кольцевых печах с использованием математических моделей / Сталь. 1999. №7. С.43-48.
13. Тимошпольский В.И., Самойлович Ю.А. Теоретические основы тепловой обработки стали в трубопрокатном производстве. Минск: Белорусская наука, 2005. – 303 с.