



In the article there are presented the materials, concerning the peculiarities of thermal-physical processes, occurring at heating of cylindrical slugs in circular furnaces. The methods of calculation of actual heat capacity and cubic density, enabling to receive more precise results in comparison to the known ones, are worked out.

В. И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, НАН Беларуси, Ю. А. САМОЙЛОВИЧ, НПП «Платан»,
О. Г. ХОПОВА, БНТУ

УДК 669.187

ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ПРИ НАГРЕВЕ МЕТАЛЛА В КОЛЬЦЕВЫХ ПЕЧАХ

Введение

В настоящее время в трубном производстве для нагрева цилиндрических заготовок перед прошивкой наибольшее распространение получили кольцевые печи. За прошедшие полвека с начала освоения кольцевых печей в отечественном печестроении накоплен значительный производственный и научный опыт исследований [1–9].

При этом выявлен целый ряд проблем, связанных с оптимизацией режимов нагрева заготовок в кольцевой печи:

- уточнение режимов нагрева трубных заготовок из высоколегированных марок стали, в частности, шарикоподшипниковой стали, с учетом требований к достижению необходимой по технологическим условиям конечной температуре заготовок на выходе из печи;

- определение показателей режима нагрева слитков и заготовок из марок стали, обладающих пониженными показателями пластичности и склонных по этой причине к нарушению сплошности (растрескиванию) при чрезмерно высокой скорости подъема температур металла в начальной стадии нагрева;

- определение температурного режима кольцевой печи при нагреве стальных слитков большого диаметра и анализ необходимости кантования таких слитков с целью обеспечения необходимой конечной неравномерности температур по их сечению и возможного повышения производительности печи;

- определение рациональных (оптимальных) режимов нагрева заготовок разного размера, различного химического состава, при которых достигается наиболее экономичный режим эксплуатации печи за счет сокращения угара и обезуглероживания металла.

Для решения отмеченных проблем необходимо использовать современный математический аппарат, наиболее полно учитывающий нелинейность

теплофизических характеристик металла в зависимости от температуры, и особенности условий теплообмена, обусловленные конструктивными и технологическими особенностями нагревательного устройства.

Зависимость теплофизических характеристик стали различного химического состава от температуры

Обобщение математической модели нагрева металла в кольцевой печи, представленной в работе [6], состоит в учете структурного состояния стали при задании физических свойств металла; учете теплового действия подины и процесса кантования заготовок при расчете температур и термических напряжений.

Описание температурного поля в стальных заготовках с круговым поперечным сечением при их несимметричном нагреве в кольцевой печи осуществляется с использованием декартовой системы координат и следующей системы уравнений:

$$\rho(T)c_p(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left[\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right] + \frac{\partial}{\partial y}\left[\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right], \quad (1)$$

$$-\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial n}\Big|_{\text{пов}} = \sigma_c(T_c^4 - T_n^4) + \alpha_k(T_c - T_n), \quad (2)$$

$$T(x, y, t_0) = f(x, y) \quad \text{при } t = t_0, \quad (3)$$

где используются общепринятые в задачах теплопроводности обозначения.

В работах [5–9] использовали эмпирические (аналитические) формулы для описания зависимости коэффициентов теплопроводности, удельной теплоемкости и массовой плотности стали от температуры, предложенные в [10]. Проведем оценку адекватности формул В.А.Маковского эмпирическим данным, приведенным в справочнике [11], для ряда наиболее широко используемых марок стали.

Коэффициент теплопроводности

На рис. 1 показаны изменения коэффициента теплопроводности для четырех групп марок стали (А, В, Г и Д), рассчитанные по формуле Маковского

$$\lambda(t) = \lambda_0 + a_1 \left(\frac{t}{100} \right) - \frac{a_2}{\text{ch} a_3 \left(\frac{t-t_0}{100} \right)} \quad (4)$$

при задании коэффициентов $\lambda_0, a_1, \dots, a_3$, приведенных в [10].

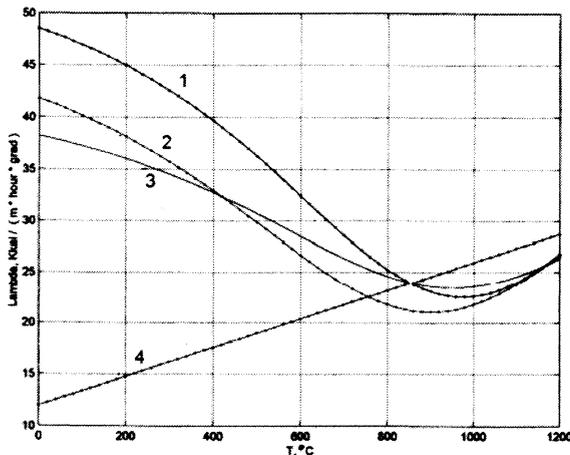


Рис. 1. Температурная зависимость коэффициента теплопроводности λ , рассчитанная по формуле Маковского [10]: 1 – группа А малоуглеродистых сталей (0,05–0,2% С); 2 – группа В высокоуглеродистых сталей (0,6–1,3% С); 3 – группа Г низколегированных сталей (0,45–1,6% Сг, 1,0–1,8% Мн, 1,0–1,4% Si); 4 – хромоникелевая сталь (15–22% Сг, 8–15% Ni)

Из сравнения кривых 1 и 2 с данными справочника [11] можно сделать вывод о том, что формула Маковского вполне удовлетворительно соответствует справочным данным для углеродистых марок стали. Аналогичное заключение можно сделать и в отношении нержавеющей стали, например марки 1X18Н9Т. Вместе с тем для ряда легированных марок стали (например, 30ХН3, 50С2Г, 3Х13) температурная зависимость коэффициента теплопроводности носит более сложный характер по сравнению с кривой 3 на рис. 1.

Коэффициент истинной теплоемкости

Согласно В.А.Маковскому [10], зависимость истинной теплоемкости от температуры, рассчитанная по формуле

$$c_p(t) = c_0 + a_1 \left(\frac{t}{1000} \right)^n + a_2 e^{-a_3(t-t_0)} \quad (5)$$

(значения коэффициентов $c_0, a_1, \dots, a_3, n, t_0$ приведены в [10]), характеризуется графиком с одним четко фиксированным максимумом (рис. 2) (ступенчатый график отражает экспериментальные данные). Действительно, судя по данным справочника [11], для ряда углеродистых и малолегированных сталей характерной является указанная

В.А.Маковским температурная зависимость истинной теплоемкости.

Вместе с тем для сталей с повышенным содержанием хрома график температурной зависимости коэффициента $c_p(T)$ характеризуется наличием двух (например, для стали 2Х13), а то и трех (для стали 4Х13) пиков.

Очевидно, что температурная зависимость параметра c_p зависит от структурного состояния металла, в связи с чем для понимания указанной зависимости необходимо обратиться к закономерностям структурных превращений в стали, протекающих при формировании стальных заготовок, поступающих в нагревательную печь.

Для малоуглеродистых сталей доминирует превращение аустенита в перлит и наблюдается зависимость $c_p(T)$ (рис. 2). Однако в большинстве случаев непрерывного охлаждения слитков из легированной стали превращение аустенита ниже точки A_{c1} носит достаточно сложный характер, когда наряду с образованием перлита (троостита) в интервале температур 750–730 °С происходит образование двух типов бейнита (верхнего и нижнего), а при достижении температур ниже точки M_{II} (при достаточно высокой скорости охлаждения) и мартенсита. Для всех видов фаз, упомянутых выше, процесс превращения сопровождается определенным тепловым эффектом (экзо- либо эндотермическим), что находит свое отражение на графике зависимости истинной теплоемкости сплава от температуры.

Например, для хромистых сталей марок 2Х13 и 4Х13 зависимости $c_p(T)$ характеризуются наличием двух или трех пиков, что является следствием возникновения двух или трех фаз в ходе превращения аустенита. Для шарикоподшипниковой стали марки ШХ15, согласно изотермической

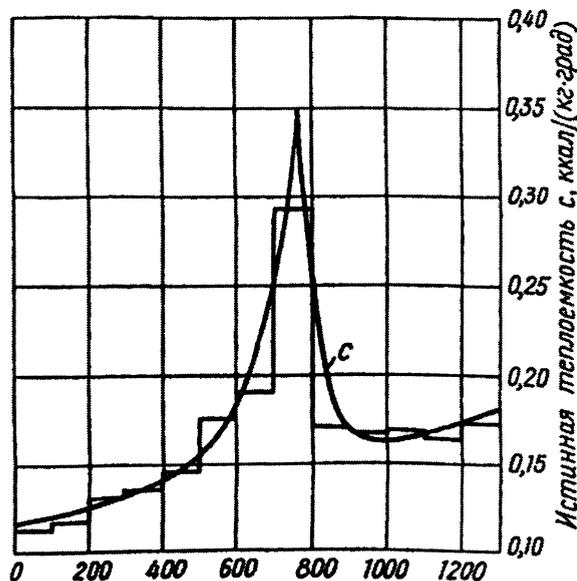


Рис. 2. Температурная зависимость истинной теплоемкости стали, принятая в расчетах В.А.Маковского [10]

диаграмме состояния [11] и данным микроструктурного анализа, превращение аустенита при непрерывном охлаждении сопровождается возникновением набора твердых фаз – перлита (троостита), а также верхнего и нижнего бейнита, в связи с чем использование зависимости типа (5) и графика рис. 2 нельзя признать соответствующим физической картине формирования реальной структуры стальной заготовки.

Ниже решена задача вывода формулы, описывающей температурную зависимость истинной теплоемкости для случая, когда при непрерывном охлаждении аустенита образуется несколько различных фаз. При этом будем исходить из следующих предположений:

- считаются известными температуры начала (T_{i0}) и конца (T_{i1}) превращения фаз;
- считается известной теплота превращения каждой из новых фаз (L_i);
- для температурной зависимости истинной теплоемкости каждой из фаз используем соотношение:

$$c(T) - c_0 = \delta c(T) = \delta c_0 \exp(-\varepsilon^2 x^2), \quad (6)$$

где $\delta c_0 = c_{\max} - c_0$; $x = T_0 - T$; $\varepsilon = \text{const}$;

- теплота превращения каждой из фаз связана с истинной теплоемкостью соотношением:

$$L = \int_0^{x_k} [c(T) - c_0] dx; \quad (7)$$

- выполняется принцип аддитивности: полная теплота превращения аустенита при его непрерывном охлаждении состоит из суммы теплоты превращений отдельных фаз.

В результате математических преобразований выражение для приращения истинной теплоемкости в интервале температур примет вид

$$\delta c = c(T) - c_0 = \frac{mL}{\delta T} \exp \left[-a^2 \left(\frac{T_0 - T}{T_0 - T_1} \right)^2 \right]. \quad (8)$$

Значения констант a и m приведены в таблице.

Значения константы m в формуле (8) для приращения истинной теплоемкости

a	1	2	3	4
m	1,6529	2,3644	3,3944	4,5141

Для случая образования нескольких фаз в ходе превращений остывающего аустенита с учетом принципа аддитивности формула для истинной теплоемкости стали принимает вид

$$c(T) = c_0 + \frac{m_1 L_1}{\delta T_1} \exp \left[-a_1^2 \left(\frac{T_{10} - T}{T_{10} - T_{11}} \right)^2 \right] + \frac{m_2 L_2}{\delta T_2} \exp \left[-a_2^2 \left(\frac{T_{20} - T}{T_{20} - T_{21}} \right)^2 \right] + \dots, \quad (9)$$

где $a_1, a_2, \dots, m_1, m_2, \dots$ – константы, характеризующие специфику превращений аустенита в дочерние фазы 1, 2, ...; L_1, L_2, \dots – теплоты превращений тех же фаз; $T_{10}, T_{20}, \dots, T_{11}, T_{21}, \dots$ – температуры начала и конца превращений фаз; $\delta T_1 = T_{10} - T_{11}$; $\delta T_2 = T_{20} - T_{21}, \dots$ – температурные интервалы превращений аустенита в дочерние фазы.

На основании представленной методики были построены зависимости истинной теплоемкости от температуры для сталей, претерпевающих ряд структурных превращений аустенита с возникновением одной (рис. 3), двух (рис. 4) или трех фаз (рис. 5).

Таким образом, разработанная методика расчета истинной теплоемкости с учетом структурных превращений в остывающем аустените позволяет воспроизвести графики температурной зависимости коэффициента $c_p(T)$ с несколькими пиками, наличие которых зафиксировано для стали с повышенным содержанием хрома.

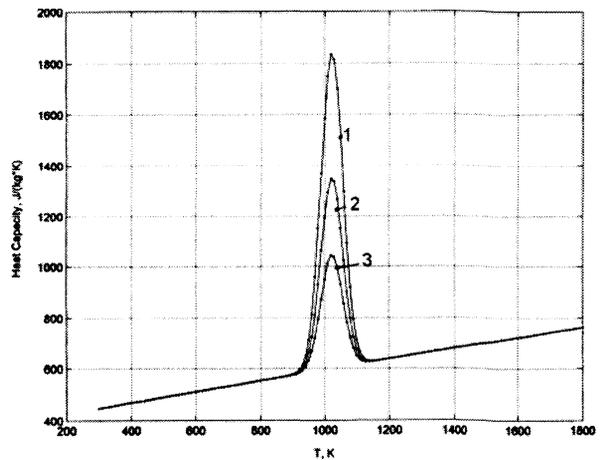


Рис. 3. Температурная зависимость коэффициента истинной теплоемкости с учетом превращения аустенита в перлит

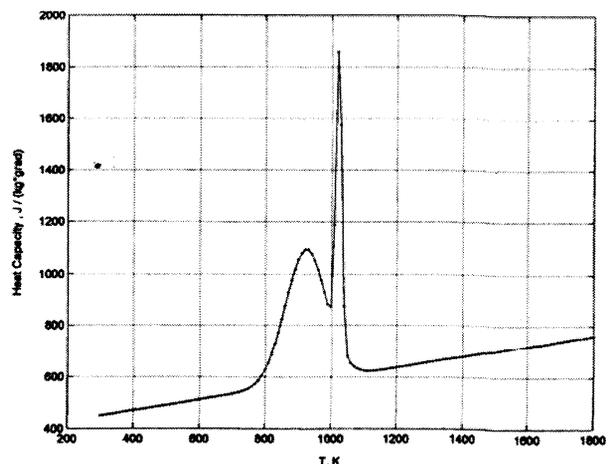


Рис. 4. Температурная зависимость коэффициента истинной теплоемкости с учетом образования двух дочерних фаз в ходе превращения аустенита

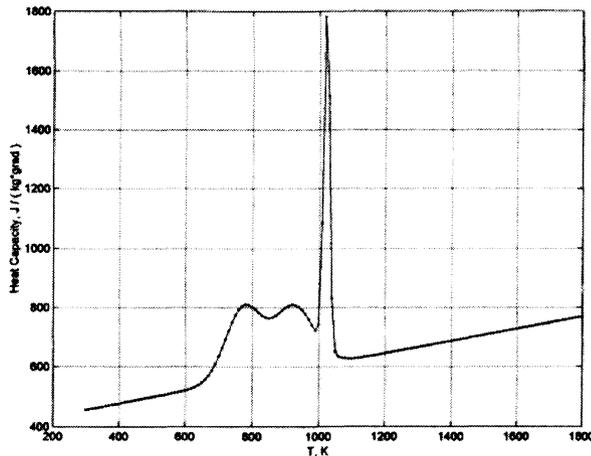


Рис. 5. Температурная зависимость коэффициента истинной теплоемкости при распаде аустенита с образованием трех дочерних фаз

Массовая плотность стали

В работе В.А.Маковского для расчетов массовой плотности стали предлагается использовать формулу

$$\rho(T) = \rho_{20} / [1 + 3\alpha(T - T_0)], \quad (10)$$

где $\rho_{20} = 7850 \text{ кг/м}^3$ – массовая плотность стали при комнатной температуре. Значения коэффициента линейного расширения изменяются в зависимости от температуры в пределах $(12-18) \cdot 10^{-6} \text{ (1/град)}$.

При температурах, приближающихся к точке плавления сплавов на основе железа (например, при температуре ликвидуса углеродистой стали $T_{\text{лик}} = 1773 \text{ К}$), расчеты по формуле (10) приводят к явно завышенным значениям плотности ($7250-7500 \text{ кг/м}^3$). Между тем известно, что плотность жидкой стали при температуре, близкой к точке ликвидуса, составляет $6900-7000 \text{ кг/м}^3$. Расчеты, результаты которых приведены ниже, выполнены при задании температурной зависимости массовой плотности стали:

$$\rho(T) = \rho_0 - (\rho_0 - \rho_1) \exp\left[-\frac{A}{(T - T_0)^2}\right], \quad (11)$$

где принято $\rho_0 = 7850 \text{ кг/м}^3$; $\rho_1 = 6900 \text{ кг/м}^3$; $A = 4,5 \cdot 10^5 \text{ (град}^2\text{)}$.

При наличии эмпирических данных относительно температурной зависимости массовой плотности представляется возможным выразить ее формулой (11), подбирая соответствующие значения коэффициентов A , ρ_0 и ρ_1 .

Задание условий теплообмена на поверхности заготовок

В соответствии с граничными условиями (2) плотность теплового потока, воспринимаемого поверхностью нагреваемой заготовки, определяется температурой греющей среды (T_g) и коэффициентами теплообмена излучением и конвек-

цией (σ_c , α_k). Ниже приведены соображения, на основании которых выбрано задание температур греющей среды и коэффициентов теплообмена для выполненной серии расчетов.

Температура греющей среды

Технология нагрева металла в кольцевой печи предусматривает задание температур в отдельных зонах для различных групп марок стали. Следует отметить, что поддержание достаточно строго фиксированных температур по зонам проходных и методических печей носит условный характер. Движение потока греющих газов (продуктов сжигания топлива) и вращение подины неизбежно сглаживают распределение температуры в рабочем пространстве печи. Вместе с тем при подборе аналитической формулы, отображающей «сглаженный» график изменения температуры печи, необходимо учитывать время пребывания нагреваемых заготовок в отдельных зонах печи, принимая во внимание заданное конструктивное разделение печи по отдельным зонам.

В качестве аналитической формулы, определяющей характер «сглаженного» графика температуры печи при монотонном ее подъеме, используем следующее выражение:

$$T_b(t) = T_b^0 + \Delta T_1 \tanh\left(\frac{t}{t_1} - \epsilon_1\right) \quad (12)$$

при задании $T_b^0 = 1250 \text{ К}$, $\Delta T_1 = 290$, $t_1 = 1000 \text{ с}$, $\epsilon_1 = 1,2$.

Температурный режим печи характеризуется также заданием графика изменения во времени температуры пода печи. Экспериментальные исследования показали, что на участке холодного посада заготовок наблюдается существенное снижение температуры пода (на $90-150 \text{ }^\circ\text{C}$) в связи с затратой накопленного подиной тепла 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. Отмеченные наблюдения использованы при задании графика изменения температуры подины во времени (рис. 6, кривые 2 и 3). Кривая 2 относится к случаю нагрева заготовок при задании начального перепада температур $\Delta T_{\text{под}}^0 = T_b^0 - T_{\text{под}}^0 = 90 \text{ }^\circ\text{C}$, кривая 3 – при задании $\Delta T_{\text{под}}^0 = 150 \text{ }^\circ\text{C}$.

Особое внимание следует уделить выбору режима нагрева шарикоподшипниковой стали ШХ15СГ. В этом случае необходимо обеспечить снижение температуры печи в томильной зоне на $10-15 \text{ }^\circ\text{C}$ по сравнению со сварочной, а выражение (12) примет вид

$$T_B(t) = T_B^0 + \Delta T_1 \tanh\left(\frac{t}{t_1} - \varepsilon_1\right) - \Delta T_2 \exp\left(\frac{t-t_*}{t_k}\right), \quad (13)$$

коэффициенты которой зависят от диаметра нагреваемых заготовок и принятой полной длительности их нагрева.

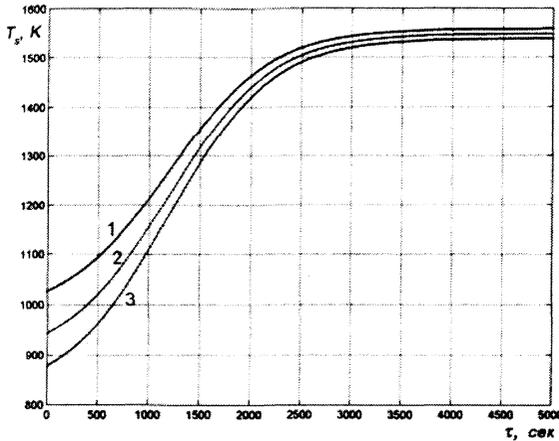


Рис. 6. «Сглаженные» графики изменения во времени температуры печи (1) и обмуровки подины при нагреве заготовок углеродистой стали диаметром 150 мм при задании $\Delta T_{\text{под}}^0 = 90^\circ\text{C}$

(2) и $\Delta T_{\text{под}}^0 = 150^\circ\text{C}$ (3), $t_k = 3000\text{ с}$

Коэффициенты теплообмена излучением и конвекцией

Ранее при расчетах нагрева цилиндрических заготовок в кольцевых печах использовали распределение коэффициентов теплообмена излучением по периметру заготовки, выраженное тригонометрическим рядом:

$$\sigma(\varphi, T_{\text{печ}}) = \sigma_{\text{max}} \sum_{i=0}^6 n_i \cos i\varphi, \quad (14)$$

где σ_{max} — максимальное значение коэффициента, определяемое с учетом степени черноты греющих газов и поверхности металла, а также в зависимости от температуры газов и геометрических размеров рабочего пространства печи. Но в случае износа подины либо кантовки заготовок на 90° использование данной формулы невозможно.

Указанные соображения вызвали необходимость упрощения способа задания коэффициента теплообмена излучением по периметру нагреваемой заготовки.

Схема на рис. 7 отражает предлагаемый упрощенный способ задания тепловых потоков по периметру нагреваемой заготовки. Как следует из рисунка, поверхность заготовки разделяется на четыре участка, каждый из которых характеризуется собственным набором коэффициентов теплообмена излучением и конвекцией, а также набором температур греющей среды.

Для нижних участков (№ 1 и 3) тепловой поток, воспринимаемый поверхностью заготов-

ки, поступает от нагретой подины, и соответствующее граничное условие запишется в виде:

$$q_1 = q_3 = -\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{1,3} = \sigma_{\text{н}}(T_{\text{н}}^4 - T_{\text{п}}^4). \quad (15)$$

Для верхней пары участков (2 и 4) характерно тепловое взаимодействие поверхности заготовки с греющими газами и кладкой печи, так что соответствующее граничное условие имеет вид

$$q_1 = q_3 = -\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial n} \Big|_{2,4} = \sigma_{\text{в}}(T_{\text{н}}^4 - T_{\text{п}}^4) + \alpha_{\text{к}}(T_{\text{в}} - T_{\text{п}}). \quad (16)$$

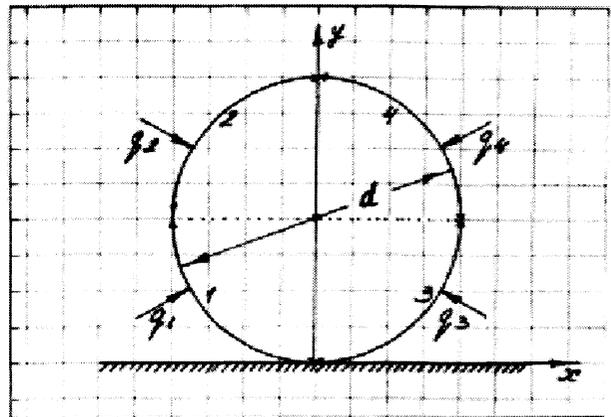


Рис. 7. Схема задания тепловых потоков по периметру заготовки

При постановке задачи теплопроводности для заготовки, лежащей на подине печи, предполагается, что два верхних участка поверхности (2 и 4) активно омываются греющими газами (здесь $\alpha_{\text{к}}^{\text{в}} \neq 0$), в то время как два нижних участка (1 и 3) закрыты для интенсивного движения греющих газов и $\alpha_{\text{к}}^{\text{н}} = 0$.

Предлагаемый способ разграничения поверхности нагреваемой круглой заготовки на четыре участка, два из которых (2 и 4) взаимодействуют с печной атмосферой и кладкой печи (свод плюс боковые стены), а два других (1 и 3) взаимодействуют с нагретым подом печи, полностью согласуется с использованием двух термических потенциалов греющей среды — температуры печи ($T_{\text{печ}} = T_{\text{в}}$) и температуры пода ($T_{\text{под}} = T_{\text{п}}$), для задания изменения которых во времени используются соответствующие аналитические выражения.

Следует отметить, что разделение поверхности нагреваемой круглой заготовки на четыре участка позволяет без каких-либо дополнительных приемов исследовать температурное поле заготовки при ее кантовании на 90° и 180° .

Выводы

В данной работе представлены методики расчета основных теплофизических характеристик сталей, которые более адекватно отражают карти-

ну изменения истинной теплоемкости и плотности в зависимости от температуры по сравнению с известными; предложены расчетные формулы для «сглаженных» графиков температур греющей среды и пода кольцевой печи, использование которых упрощает задание данных параметров при решении задачи теплопроводности с использованием современной компьютерной техники; в качестве альтернативы формуле Клейнера–Эммануэля для расчета коэффициентов теплообмена излучением предложен упрощенный способ задания тепловых потоков по периметру нагреваемой заготовки, который позволяет без каких-либо дополнительных приемов исследовать температурное поле заготовки при ее кантовании на 90 и 180°.

Литература

1. Григорьев В.Н. Кольцевые печи для нагрева металла. М.: Металлургиздат, 1958.
2. Тайц Н.Ю. Основы рациональной технологии нагрева стали // Сталь. 1947. № 3. С. 255–262.
3. Тайц Н.Ю. Нагрев металла в трубном производстве // Сталь. 1966. № 7. С. 661–665.
4. Клейнер М.К., Эммануэль Г.А. О методике экспериментального исследования несимметричного нагрева круглых заготовок // Изв. вузов. Черная металлургия. 1968. № 12. С. 163–168.
5. Гольдфарб Э.М., Тимошпольский В.И., Постольник Ю.С. и др. Усовершенствование режима нагрева осевых заготовок в кольцевой печи // Сталь. 1978. № 9. С. 866–868.
6. Тимошпольский В.И., Трусова И.А., Пекарский М.Я. Кольцевые печи (теория и расчеты). Мн.: Выш. шк., 1993.
7. Тимошпольский В.И., Трусова И.А., Козлов С.М. Влияние кантования на нагрев цилиндрических заготовок с изменяющимися по периметру граничными условиями в кольцевых печах осепрокатного производства // Литье и металлургия. 1999. № 4. С. 35–37.
8. Тимошпольский В.И., Дубина О.В., Козлов С.М. и др. Влияние температурного поля подины на нагрев сплошного цилиндрического слитка // Республ. межвед. сб. науч. тр. 2001. № 25. С. 24–30.
9. Тимошпольский В.И., Трусова И.А., Козлов С.М., Дубина О.В. Обеспечение равномерности прогрева цилиндрических слитков посредством кантования при нагреве металла в кольцевых печах // Металлургическая теплотехника. Днепропетровск, 2000. С. 183–188.
10. Маковский В.А. Эмпирические формулы для выражения температурной зависимости теплофизических свойств стали // Сталь. 1972. № 1. С. 87–89.
11. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике: Справ. / Под ред. Б.Е. Неймарка. М.; Л.: Энергия, 1967.